

Betriebsfestigkeit von Aluminiumschweißverbindungen unter mehrachsigen Spannungszuständen mit konstanten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen

Vom Fachbereich Maschinenbau

an der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung des Grades eines Doktor -Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Martin Küppers

aus Bad Brückenau

| | |
|-----------------------------|-------------------------------------|
| Berichterstatter: | Prof. Dr.-Ing. Holger Hanselka |
| Mitberichterstatter: | Prof. Dr.-Ing. Cetin Morris Sonsino |
| | Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald |
| Tag der Einreichung: | 17. Februar 2006 |
| Tag der mündlichen Prüfung: | 7. Juni 2006 |

Darmstadt 2006

Lebenslauf

Name: Martin Küppers
Geburtsdatum: 3. Februar 1968
Geburtsort: Bad Brückenau

| | | |
|-------------|--|--|
| 1974 - 1978 | Grundschule Jossa | |
| 1978 - 1987 | Franz-Miltenberger-Gymnasium in Bad Brückenau | Abschluß: Allgemeine Hochschulreife |

| | | |
|-------------|------------|--|
| 1987 – 1988 | Wehrdienst | |
|-------------|------------|--|

| | | |
|-------------|--|---|
| 1989 - 1996 | Maschinenbaustudium an der TU Clausthal | Studienrichtung: Allgemeiner Maschinenbau |
| 1996 | Diplomprüfung | Abschluß als Diplom-Ingenieur Maschinenbau |

| | | |
|-----------|--|--|
| Seit 1996 | Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF | |
|-----------|--|--|

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt. Herrn Prof. Dr.-Ing. Holger Hanselka danke ich sehr für die Unterstützung zur Durchführung dieser Arbeit am LBF und für die Übernahme des Referats.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Cetin Morris Sonsino danke ich für die Geduld und stete Förderung bei der Erstellung. Während zahlreicher Diskussion und mit Hilfe vieler wertvoller Hinweise entstand die Basis für diese Arbeit.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald, dem Leiter des Fachgebiets Werkstoffmechanik am Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik der TU Darmstadt, bedanke ich mich für die Übernahme des Korreferats und die damit verbundenen Mühen.

Besonderer Dank gilt allen Mitarbeitern des Fraunhofer-Instituts für Betriebsfestigkeit LBF, die mich bei der Durchführung der Untersuchungen unterstützt haben und mit zahlreichen Diskussionen und Hinweisen sowie tatkräftiger Hilfe bei der Durchführung der Versuche zum Gelingen beigetragen haben.

Herrn Dr.-Ing. Hans-Peter Lehrke danke ich für die Unterstützung bei der Umsetzung der Berechnungsroutinen und Herrn Dr.-Ing. Tadeusz Lagoda, TU Opole, für die konstruktiven Hinweise im Zusammenhang mit der Anwendung energiebasierender Hypothesen.

Ein wesentlicher Teil der Untersuchungen war Gegenstand eines von der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS mit Förderung der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) durchgeführten Forschungsprojektes „Festigkeitsverhalten von Aluminiumschweißverbindungen unter mehrachsigen Spannungszuständen“ Fachlich betreut wurde das Projekt vom Fachausschuss 9 "Berechnung und Konstruktion". Für die Förderung und Unterstützung sei gedankt.

Ein weiterer Dank gilt den Mitgliedern des projektbegleitenden Betreuerkreises der Industrie unter Leitung von Herrn Dr.-Ing. Peter Ostermann, die mit fachlichem Rat zur Seite standen.

Alcan Deutschland GmbH, Göttingen, stellte den Werkstoff für das Projekt zur Verfügung und übernahm die Schweißung der Proben. Namentlich sei an dieser Stelle vor allem Dr. rer. nat. Peter Limbach und Dr. rer. nat. Thomas Kampik für ihr außerordentlich großes Engagement zur erfolgreichen Durchführung dieses Projektes gedankt.

Ebenfalls sei ein Dank ausgesprochen an Dr.-Ing. Markus Kessel und seinen Kollegen am ISF, Aachen, für Ihre engagierte Arbeit bei der Herstellung der Probekörper und Dr.-Ing. Thomas Nitschke-Pagel vom IfS der TU Braunschweig für die Durchführung der Eigenspannungsmessungen.

Inhalt

| | | |
|---|---|-------------------|
| 0 | Zusammenfassung | 1 |
| 1 | Einleitung | 2 |
| 2 | Stand der Technik | 11 |
| 3 | Aufgabenstellung | 16 |
| 4 | Behandlung des mehrachsigen Spannungszustandes | 18 |
| 5 | Werkstoffe, Proben und Probenherstellung | 19 |
| 5.1 | Chemische Analyse | 20 |
| 5.2 | Mechanische Kennwerte | 20 |
| 5.3 | Schweißen der Proben | 20 |
| 5.4 | Eigenspannungsmessung | 21 |
| 5.5 | Profilmessungen | 21 |
| 6 | Metallografische Untersuchungen | 22 |
| 6.1 | Härte | 22 |
| 6.2 | Gefüge | 23 |
| 6.3 | Riss- und Bruchflächenanalyse | 23 |
| 7 | Experimentelle und numerische Spannungsanalysen | 27 |
| 7.1 | Dehnungsmessungen | 27 |
| 7.2 | Ermittlung von Formzahlen | 28 |
| 8 | Versuchsdurchführung | 29 |
| 8.1 | Versuchsprogramm | 30 |
| 8.2 | Prüfverfahren | 31 |
| 9 | Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche | 32 |
| 9.1 | Einstufenversuche | 35 |
| 9.1.1 | Biegung | 35 |
| 9.1.2 | Torsion | 37 |
| 9.1.3 | Biegung und Torsion ohne und mit Phasenverschiebung | 38 |
| 9.1.4 | Rohr-Flansch-Verbindungen ohne Decklage | 40 |
| 9.2 | Gasserversuche an Rohr-Flansch-Verbindungen | 41 |
| 9.2.1 | Biegung | 41 |
| 9.2.2 | Biegung und Torsion ohne und mit Phasenverschiebung | 42 |
| 10 | Schadensakkumulation | 43 |
| 11 | Anwendung von energiebasierenden Festigkeitshypothesen | 45 |
| 11.1 | Beschreibung des einachsigen Spannungszustands | 46 |
| 11.2 | Beschreibung des mehrachsigen Spannungszustands | 48 |
| 12 | Entwicklung einer Hypothese zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens | 52 |
| 12.1 | Grenzen konventioneller Hypothesen bei mehrachsiger Beanspruchung | 52 |
| 12.2 | Bemessung von Schweißverbindungen bei mehrachsiger Beanspruchung nach Regelwerken | 54 |
| 12.3 | Die Hypothese KoNoS | 58 |
| 13 | Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit Ergebnissen aus der Literatur und zulässigen Beanspruchungen nach Regelwerken | 65 |
| 14 | Schlussfolgerungen und Ausblick | 67 |
| 15 | Literatur | 70 |
| Anhang A – Angaben zum Werkstoff | | A1 bis A3 |
| Anhang B – Angaben zur Probenherstellung | | B1 bis B11 |
| Anhang C – Schliffe und Bruchbilder | | C1 bis C10 |
| Anhang D – Versuchsergebnisse | | D1 bis D12 |

Formelzeichen

| | |
|---------------|--|
| a | Risstiefe |
| A_{50} | Bruchdehnung |
| b | Schwingfestigkeitsexponent (nach Manson-Coffin) |
| c | Duktilitätsexponent (nach Manson-Coffin) |
| D | Schadenssumme |
| E | Elastizitätsmodul |
| F | Kraft |
| K_{tb} | Formzahl unter Biegebelastung |
| K_{tt} | Formzahl unter Torsionsbelastung |
| N | Schwingspielzahl |
| N_a | Anriss-Schwingspielzahl |
| N_{Durch} | Durchriss-Schwingspielzahl |
| R, \bar{R} | Spannungsverhältnis |
| R_m | Zugfestigkeit |
| $R_{p0,2}$ | 0,2%-Dehngrenze |
| t | Zeit |
| T | Nennspannung Torsion |
| S | Nennspannung Biegung |
| S | Schadensparameter |
| W | Energiedichte |
| | |
| Δ | Delta (Kennzeichnung der Schwingbreite bei Spannungen) |
| ε | Dehnung |
| δ | Phasenwinkel |
| η | Einheitsvektor |
| φ | Schnittebenenwinkel |
| μ | Querkontraktionszahl |
| σ | Örtliche Spannungskomponente |
| τ | Örtliche Schubspannungskomponente |

Indizes

| | |
|-----|---------------------------|
| a | Amplitude |
| eq | equivalent (Vergleichs-) |
| f | failure |
| m | Mittel- |
| max | Maximal |
| n | Normal- |
| nom | nominal (Normal-) |
| o | Ober- |
| u | Unter- |
| tat | tatsächlich |
| x | in x-Richtung |
| y | in y-Richtung |
| z | in z-Richtung |

Abkürzungen

| | |
|----------|--|
| DMS | Dehnmessstreifen |
| FE | Finite Elemente |
| GEH | Gestaltänderungsenergiehypothese (von Mises) |
| HB | Härte nach Brinell |
| HV | Härte nach Vickers |
| KoNoS | Hypothese der kombinierten Normal- und Schubspannung |
| L_{TF} | Teilfolgenumfang |
| NH | Normalspannungshypothese |
| ppm | Parts per million |
| SH | Schubspannungshypothese |
| T_s | Streuspanne (bezogen auf die Spannung) |

0 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der experimentellen und rechnerischen Ermittlung der Schwingfestigkeit von Aluminiumschweißverbindungen bei mehrachsiger Beanspruchung. Ziel war es, eine Methode zur Bewertung des mehrachsigen Spannungszustandes bei konstanten oder drehenden Hauptspannungsrichtungen zu entwickeln, die das experimentell zu beobachtende Werkstoffverhalten beschreiben kann.

Gegenstand der Untersuchung waren geschweißte Rohr-Flansch und Rohr-Rohr Verbindungen aus der warmausgehärteten Knetlegierung AlSi1 MgMn T6 (EN-AW 6082 T6) mit unbearbeiteten Schweißnähten unter mehrachsiger Beanspruchung. Die Versuche wurden unter uniaxialer und biaxialer Wechselbelastung ($R = -1$) mit konstanten und variablen Amplituden im Bereich von 10^4 bis $5 \cdot 10^6$ Schwingspielen bis zum Anriss und Durchriss durchgeführt.

Die Versuchsergebnisse zeigen im Gegensatz zu den Versuchsergebnissen an geometrisch ähnlichen Schweißverbindungen aus Stahl unter mehrachsiger Beanspruchung keine Lebensdauerminderung, sondern ein lebensdauer-neutrales Verhalten infolge der phasenverschobenen Belastung für die hier untersuchten Lastfälle. Dies bedeutet, dass sich eine Veränderung von Hauptspannungsrichtungen bei Aluminiumschweißverbindungen im Gegensatz zu Stahlschweißverbindungen nicht nachteilig auf die Lebensdauer unter zyklischer Belastung auswirkt. Allerdings wird dieses Verhalten mit konventionellen Hypothesen (GEH; SH; NH) sowohl mit Nenn-; Struktur- als auch örtlichen Spannungen nicht richtig wiedergegeben und die Lebensdauer überschätzt.

Aus diesem Grunde wurde zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens eine schnittebenenbezogene Hypothese entwickelt. Die hier vorgestellte Hypothese der kombinierten Normal und Schubspannungen KoNoS berücksichtigt die örtlichen Normal- und Schubspannungen in der kritischen Schnittebene. Hierfür ist die Kenntnis der örtlichen Koordinatenspannungen notwendig, die über eine FE-Berechnung in Abhängigkeit von der Proben- und Schweißnahtgeometrie bestimmt werden können. Die Anwendung führt zu einer hinreichend guten

Abschätzung des Festigkeits- und Lebensdauerverhaltens für die untersuchten Aluminiumschweißverbindungen.

Die Versuchsergebnisse mit variablen Amplituden bestätigen, dass die tatsächlichen Schadenssummen für Aluminium deutlich unter $D = 1,0$ liegen. Für Biegebeanspruchung ergibt sich eine Schadenssumme $D = 0,2$ und für kombinierte Biege- und Torsionsbelastung ($T_a/S_a = 0,58$), sowohl für konstante als auch für veränderliche Hautspannungsrichtung, eine tatsächliche Schadenssumme von $D = 0,59$. Die Schadenssumme bleibt also, wie auch für Stahlschweißverbindungen in [Sons99] gezeigt, von einer Veränderung der Hauptspannungsrichtungen unbeeinflusst.

Die in Regelwerken (z.B. IIW-Recommendations, EuroCode) empfohlenen Verfahren zur Bewertung eines mehrachsigen Spannungszustandes, die auch bei Aluminiumschweißverbindungen zur Anwendung kommen, geben das beobachtete Verhalten nicht korrekt wieder und können, ausgehend von experimentell ermittelten Schwingfestigkeitswerten bei einachsiger Beanspruchung, zu Ergebnissen auf der unsicheren Seite führen.

1 Einleitung

Mehrachsige Spannungszustände treten in vielen Konstruktionen auf, z. B. in tragenden Teilen von Personen- und Nutzfahrzeugen, im Schienenfahrzeugbau und im Anlagenbau.

Beispiele für entsprechend belastete Schweißkonstruktionen aus Aluminium sind auf den Bildern 1.1 bis 1.4 abgebildet.

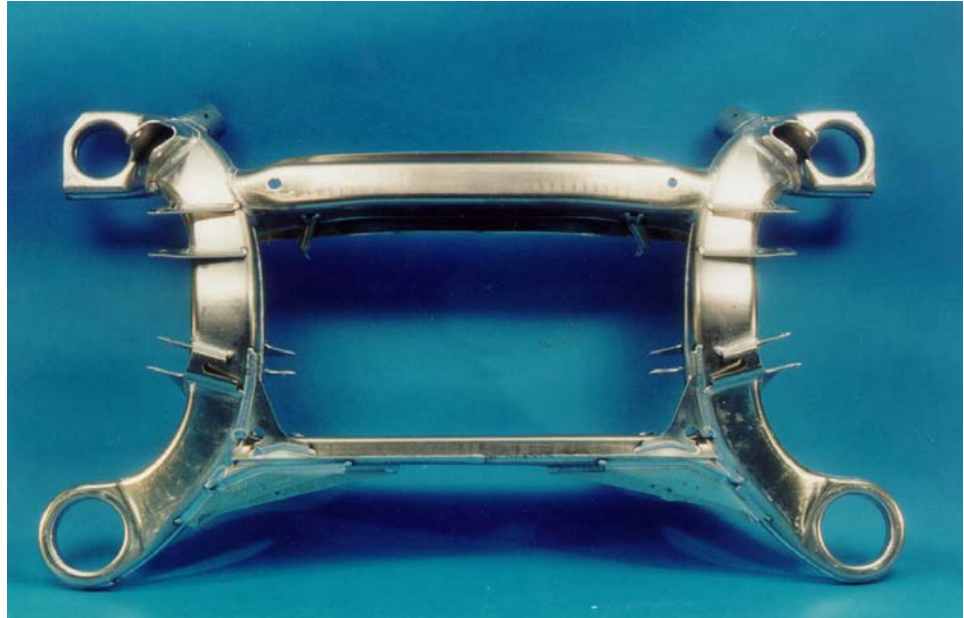


Bild 1.1: Geschweißter Hinterachsträger aus Aluminium (Mercedes W220)

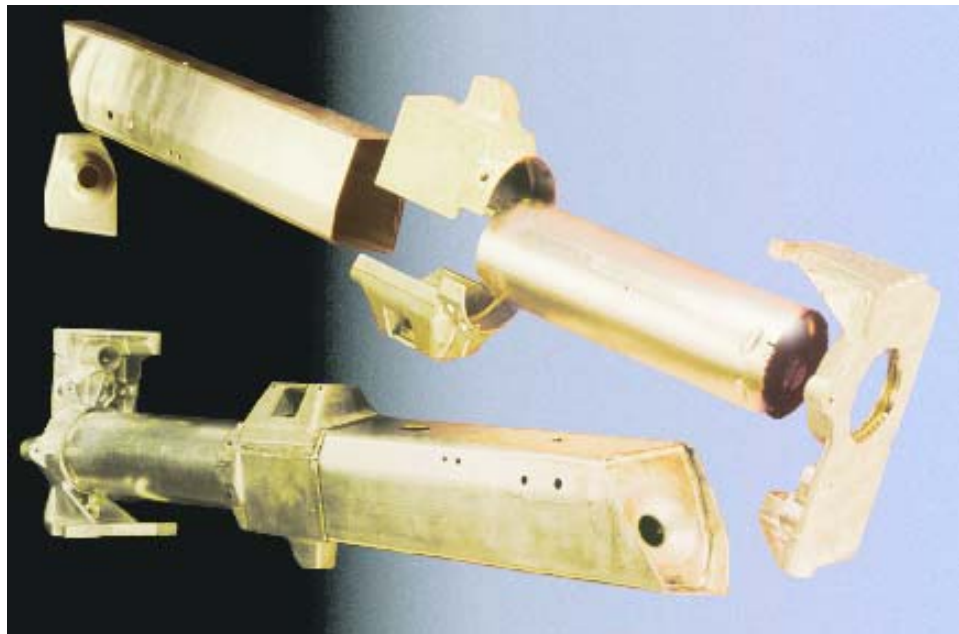


Bild 1.2: Längsträger als Kombination aus Gussteilen und Strangpressprofilen (Audi Space Frame ASF®)

Fahrwerksanbindung zum
Wagenkasten



Bild 1.3: Aluminium-Wagenkasten für Nahverkehrssysteme mit angeschweißter Fahrwerk-Aufhängung (S-Bahn Kopenhagen)

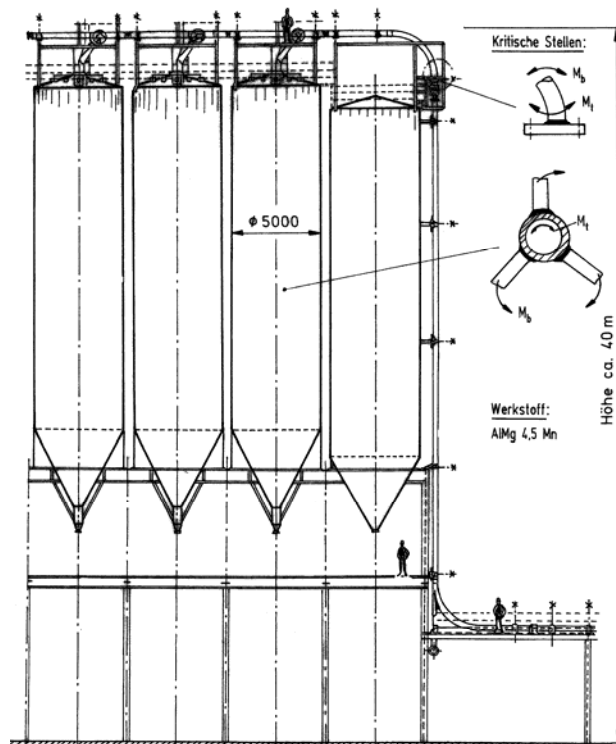


Bild 1.4: Aluminium-Silos zur Lagerung von Kunststoff-Granulaten

Zur Charakterisierung des zyklischen mehrachsigen Spannungszustands wird häufig der Verlauf der Hauptspannungsrichtung herangezogen, der sich für den ebenen Spannungszustand aus den koordinatenbezogenen Spannungskomponenten ergibt:

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}$$

Die Richtung wird bestimmt durch

$$\varphi_0 = \frac{1}{2} \arctan \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y}$$

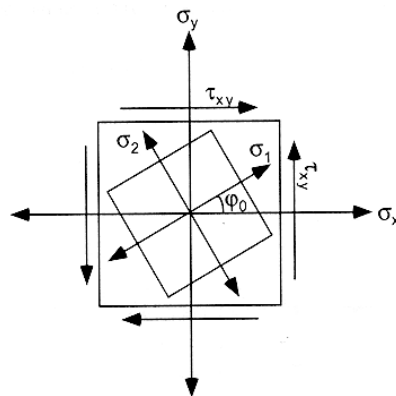


Bild 1.5: Hauptspannungen und deren Richtungen für den ebenen mehrachsigen Spannungszustand

Bei proportionaler Beanspruchung ändert sich die Hauptspannungsrichtung nicht, das heißt der Winkel φ_0 zur Koordinatenachse bleibt konstant. Dies gilt auch für den Fall der nichtproportionalen Kombination der Spannungskomponenten σ_x und σ_y .

Die nichtproportionale Kombination von Normal- und Schubspannungskomponenten dagegen führt zu einer Änderung des Winkels φ_0 während eines Schwingspiels, Bild 1.5 verdeutlicht diesen Zusammenhang.

Bei der betriebsfesten Dimensionierung von mehrachsig beanspruchten geschweißten Bauteilen liefern gängige Konzepte bei drehenden Hauptspannungsrichtungen nicht immer zuverlässige Lebensdauerabschätzungen.

Eine phasengleiche Beanspruchung mit Normal- und Schubspannung und konstanter Hauptspannungsrichtung kann, abhängig von der Zähigkeit der eingesetzten Werkstoffe, mit den herkömmlichen Festigkeitshypothesen (Gestaltänderungsenergiehypothese [GEH] nach *von Mises*, Schubspannungshypothese [SH] nach *Tresca* oder Normalspannungshypothese [NH] nach *Galilei*) auf der Basis von Nenn-, Struktur- oder örtlichen Spannungen und Dehnungen hinreichend gut beschrieben werden.

Umfangreiche Untersuchungen der letzten Jahre haben allerdings gezeigt, dass die Lebensdauer von Stahlschweißverbindungen unter mehrachsiger Beanspruchung bei der Anwendung der konventionellen Hypothesen zum Teil erheblich überschätzt wird [Sons94, Sons99]. Der Einfluss mehrachsiger Spannungszustände und im Speziellen veränderlicher Hauptspannungsrichtungen auf die Lebensdauer von Aluminiumschweißverbindungen war hingegen weitgehend unbekannt.

Aus der Literatur bekannte Ergebnisse von nicht geschweißten Werkstoffzuständen geben Anlass, sich dem Thema mehrachsiger Beanspruchung zu widmen, da unter mehrachsiger Beanspruchung mit konstanten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen ein unterschiedliches Festigkeitsverhalten festzustellen ist [Müll94, Simb75, Sons85].

Zum Beispiel zeigen Versuchsergebnisse mit gekerbten Proben aus Ck 45 unter mehrachsiger phasenverschobener Beanspruchung eine geringere Beanspruchbarkeit, siehe Bild 1.6. Bei Untersuchungen mit Sinterstählen und einer Aluminium-Gusslegierung dagegen kann eine lebensdauerverlängernde Wirkung bei phasenverschobener Beanspruchung beobachtet werden, Bild 1.7 und 1.8.

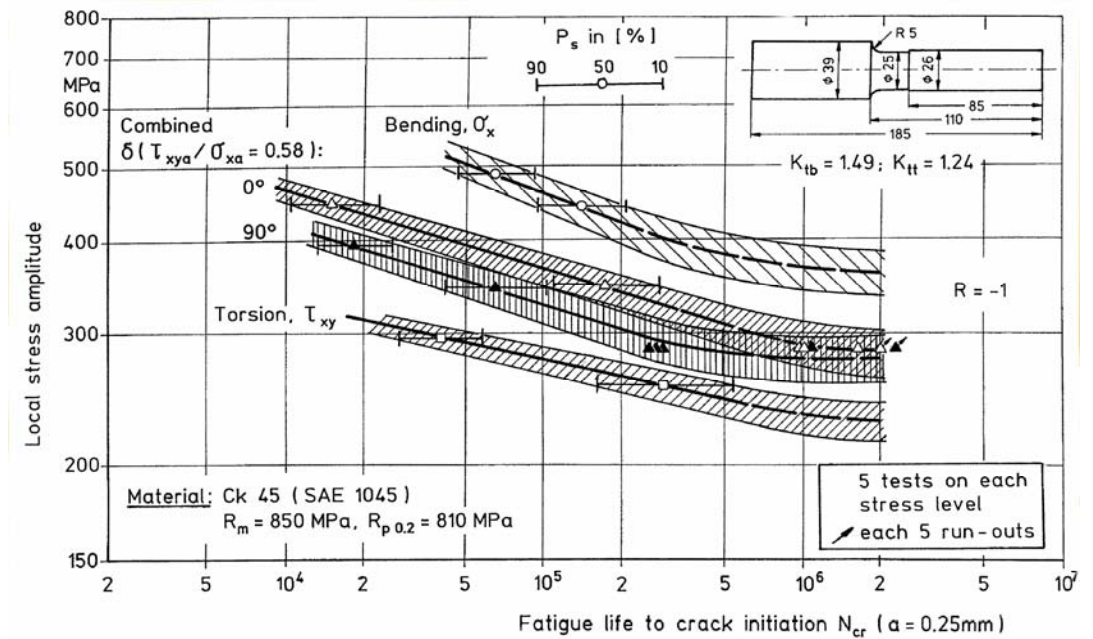


Bild 1.6: Versuchsergebnisse für CK 45 unter mehrachsiger Beanspruchung [Simb75]

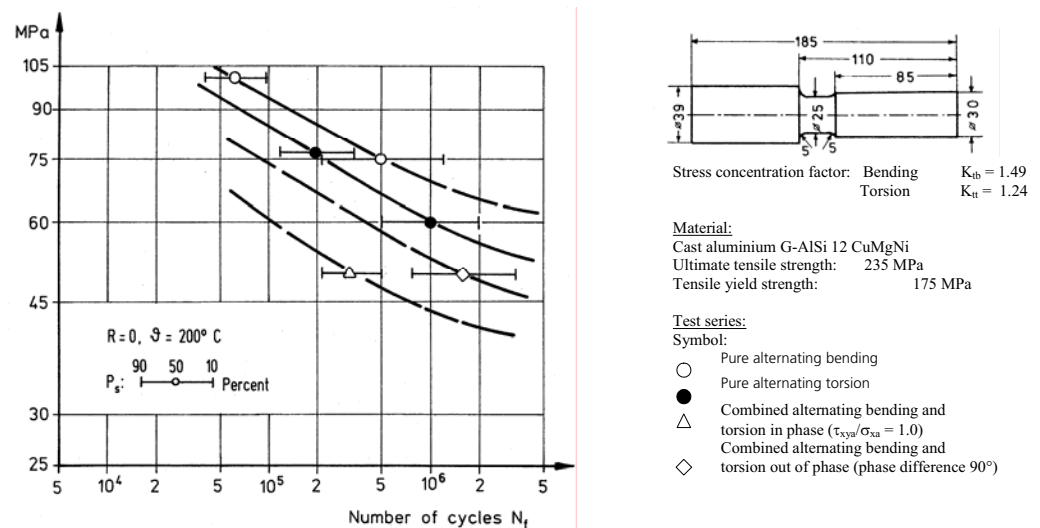


Bild 1.7: Versuchsergebnisse für Al-Guss unter mehrachsiger Beanspruchung [Sons85]

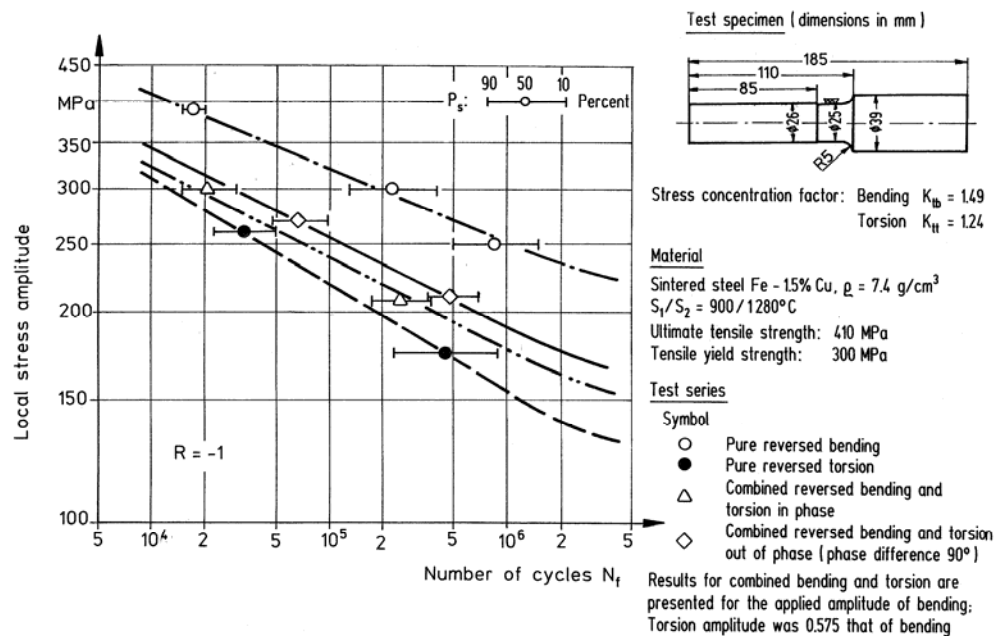


Bild 1.8: Versuchsergebnisse für einen Sinterstahl unter mehrachsiger Beanspruchung [Sons85]

Forschungsergebnisse für Schweißverbindungen aus Stahl [Sons99, Sons03, u.a.] zeigen, dass die Lebensdauer bei mehrachsigen Beanspruchungen mit veränderlichen Hauptspannungsrichtungen gegenüber dem Fall mit konstanten Hauptspannungsrichtungen deutlich kürzer ist, siehe Bild 1.9. Für eine kombinierte Beanspruchung aus Biegung und Torsion kann hier im phasengleichen Belastungsfall das experimentelle Ergebnis gut durch die Bewertung der Vergleichsspannung nach *von Mises* abgeschätzt werden. Bei gleicher Amplitude der Belastungskomponenten, aber phasenverschobener kombinierter Belastung wird nach *von Mises* eine geringere Vergleichsspannung berechnet und somit die experimentell beobachtete Lebensdauer wesentlich überschätzt, hier um den Faktor 12.

Dieses Verhalten wird aber von keiner der bekannten und auch in den Regelwerken verankerten Festigkeitshypothesen vorausgesagt.

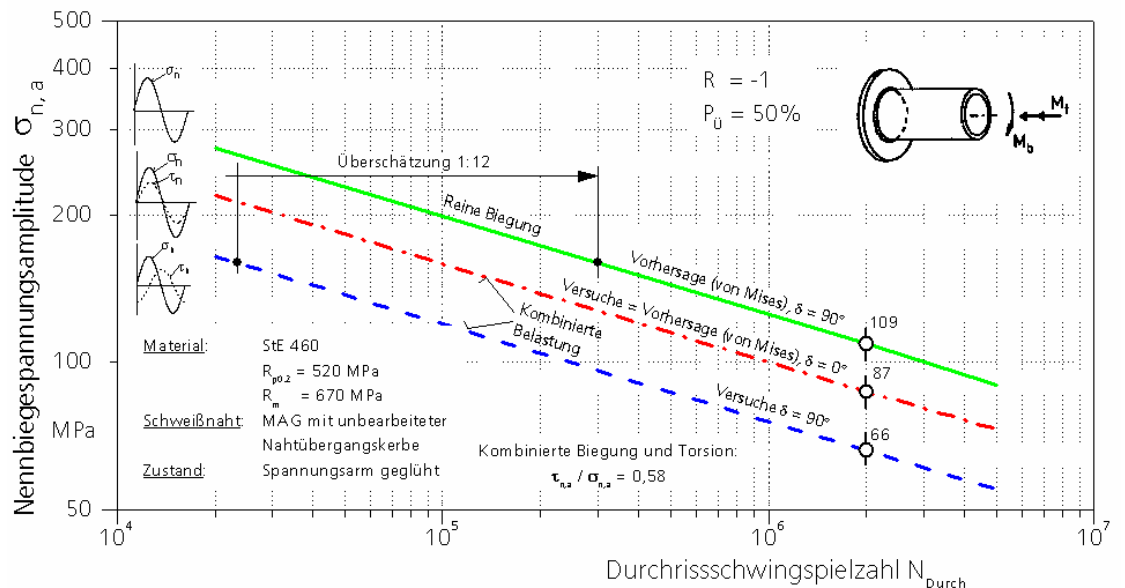


Bild 1.9: Schwingfestigkeit von geschweißten Rohr-Flansch-Verbindungen aus Stahl unter mehrachsiger Beanspruchung [Sons99]

Für die Bemessung von Aluminiumschweißverbindungen ist der Konstrukteur daher ebenfalls mit folgenden Fragen konfrontiert:

- Welche Spannungsgröße (z.B. Nenn-, Struktur-, Lokal- (Kerb-), oder Hot-Spot-Spannung) ist für die Bemessung zugrunde zu legen?
- Welchen Einfluss haben veränderliche Hauptspannungsrichtungen auf die Lebensdauer von mehrachsig beanspruchten Aluminiumschweißverbindungen?
- Welche Festigkeitshypothese kann für die Bewertung des mehrachsigen Spannungszustandes angewendet werden?
- Welche Schadenssummen können bei Beanspruchung mit variablen Amplituden zugelassen werden?

Um diese Fragen beantworten zu können, soll im Rahmen dieser Arbeit eine Theorie entwickelt werden, mit der unter Berücksichtigung der Phasenlage der Beanspruchungskomponenten eine Vergleichsspannung gebildet wird.

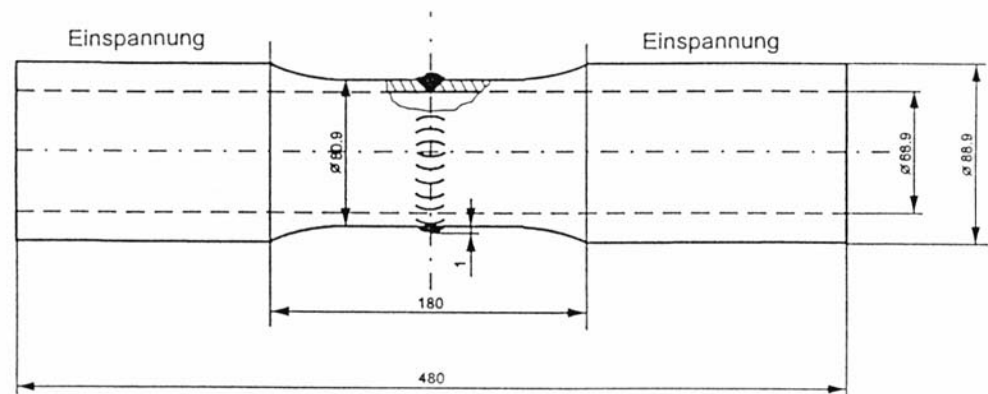


Bild 1.10: Geometrie der Rohr-Rohr-Probe

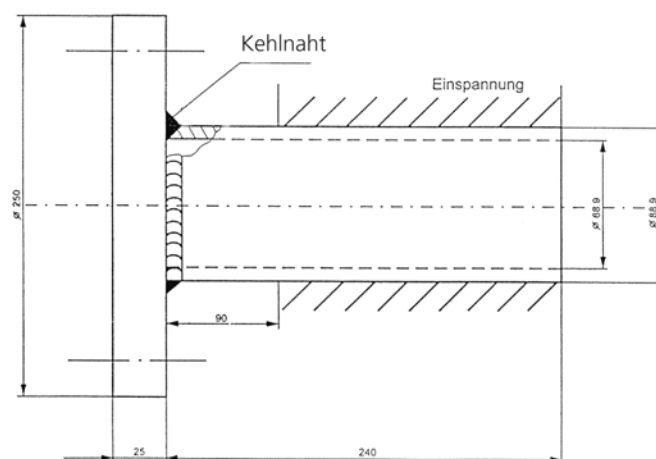
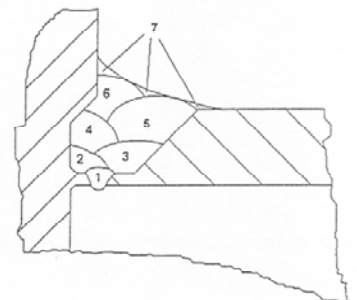


Bild 1.11: Geometrie der Rohr-Flansch-Probe

Schweißreihenfolge :



Parallel hierzu sollen im experimentellen Teil der Arbeit Schwingfestigkeitsversuche an bauteilähnlichen Versuchskörpern, die typische Nahtformen von Schweißverbindungen abbilden, durchgeführt werden. Es handelt sich um dickwandige geschweißte Rohr-Rohr- und Rohr-Flansch-Verbindungen, Bild 1.10 und Bild 1.11. Diese Probenformen werden u.a. aus Vergleichsgründen zu umfangreichen Untersuchungsergebnissen zu oben bereits erwähnten Stahlschweißverbindungen gewählt [Sons99].

In einem Vergleich zwischen dem experimentell beobachteten Festigkeitsverhalten bei mehrachsiger Beanspruchung unter besonderer Berücksichtigung der Hauptspannungsrichtung soll das Verfahren zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens angewendet und verifiziert werden.

2 Stand der Technik

In Regelwerken [EC3_03, BS_80, ASME84, AD-M82, Häne03] und anderen Empfehlungen zur Bauteilbemessung von Schweißverbindungen [Hobb03, Neum93] wird überwiegend die Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) oder die ihr gleichwertige Schubspannungshypothese (SH) und in Einzelfällen die Normalspannungshypothese (NH) für die Bemessung von mehrachsig schwingend beanspruchten Konstruktionen empfohlen. Unter diesen Hypothesen ist allerdings die GEH diejenige, die in der Praxis am meisten angewendet wird und in vielen Finite-Element-Programmen implementiert ist.

Diese Hypothese wird im Rahmen des Nenn- oder Strukturspannungskonzepts angewendet zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung bei zyklischer Belastung. Die berechnete Vergleichsspannung wird dann einer für den jeweiligen Kerbfall gültigen Bemessungswöhlerlinie zugeordnet und somit die Lebensdauer ermittelt. Da die Bemessungswöhlerlinien aus Bruchwöhlerlinien abgeleitet sind, ist somit das zugrunde gelegte Versagenskriterium „Bruch“. Demzufolge kennen Regelwerke bei Verwendung von Bemessungswöhlerlinien keine (örtlichen) Kerbspannungen und unterscheiden nicht zwischen den Versagenskriterien "technischer Anriss" (Lebensdauer bis zu einer definierten Rissgröße) oder „Bruch“ bzw. „Durchriss“.

Die Bruchmechanik wird in Erweiterungen, Empfehlungen und Konstruktionslehrbüchern [Hobb03, Neum93, Rada98, u.a.] als weiteres Mittel für den Betriebsfestigkeitsnachweis eingeführt. Diese geben aber nur ansatzweise Hinweise, wie die Parameter bei mehrachsiger Beanspruchung anzusetzen sind.

Insbesondere veränderliche Hauptspannungsrichtungen werden nicht gesondert betrachtet.

Es kann beobachtet werden, dass die oben genannten Hypothesen für Schweißverbindungen aus Stahl bei konstanten Hauptspannungsrichtungen nur dann gültig sind, wenn örtlich eine Hauptdehnung wesentlich größer ist als die andere [Sons95]. In solchen Fällen liefern die Hypothesen befriedigende Ergebnisse bei Anwendung der Konzeptvarianten (Nenn-, Struktur- oder Kerbspannungen). Die beste Übereinstimmung, beziehungsweise Ergebnisse auf der sicheren Seite werden mit der GEH erzielt.

Erste Hinweise, dass unter veränderlichen Hauptspannungsrichtungen die Lebensdauer bei Schweißverbindungen aus Stahl gegenüber mehrachsigen Beanspruchungen mit konstanten Hauptspannungsrichtungen deutlich abnimmt, wurden in [Yung89, Silj89] erbracht. Wenn veränderliche

Hauptspannungsrichtungen vorliegen, versagen die konventionellen Hypothesen GEH, SH und NH; sie überschätzen die tatsächliche Lebensdauer bis zu zwei Dekaden und führen zu einer auf der unsicheren Seite liegenden Lebensdauerabschätzung. In solchen Fällen lassen sich die Nenn- bzw. Strukturspannungskonzepte nicht zutreffend anwenden, da mit ihnen die Spannungsverhältnisse in Kerben nicht erfasst werden. Das Kerbspannungskonzept scheint hier befriedigende Ergebnisse zu liefern. Allerdings kann die für konstante Hauptspannungsrichtungen gut funktionierende Hypothese nach Findley [Findl55, Yung89, Silj89] schon verhältnismäßig einfache Belastungsfälle wie Biegung und phasenverschobene Torsion (durch die Phasenverschiebung wird die Veränderung von Hauptspannungsrichtungen simuliert) nicht abdecken. Bei dem verwendeten Kerbspannungskonzept werden über Formzahlen für Biegung und Torsion die örtlichen Spannungskomponenten berechnet. Im Gegensatz zu den Überlegungen in [Rada88a, Rada88b] wird kein fiktiver Kerbradius und damit keine Kerbwirkungszahl festgelegt.

In [Sons94, Sons99] wurden über diesen Stand hinausgehende Untersuchungen im Bereich der Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeit mit veränderlichen Hauptspannungsrichtungen, erzwungen durch eine Phasenverschiebung zwischen Biegung und Torsion von 90° als dem kritischsten Zustand, durchgeführt. Hierbei wurde außerdem durch Variation der Probenform und Schweißnahtgeometrie der Einfluss der Spannungskonzentration bei mehrachsiger Belastung untersucht. Um einen Einfluss von Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten auszuschließen, der die Interpretation der Ergebnisse erschweren würde, wurden die Proben spannungsarmgeglüht. Allerdings können Eigenspannungen, sofern ihre Größe bekannt ist, in der Festigkeitsberechnung auch bei mehrachsiger Belastung wie Mittelspannungen behandelt werden [Yung89, Silj89].

Es wurde festgestellt, dass sich, unabhängig von der Probenform, bei veränderlichen Hauptspannungsrichtungen eine deutlich geringere Lebensdauer um etwa den Faktor 4 (sowohl bei Anriss mit einer Risstiefe von $a \approx 1$ mm als auch Durchriss) einstellt als bei konstanter Hauptspannungsrichtung. Dieses Verhalten ist auch für ungeschweißten, duktilen Stahl in gekerbten oder in ungekerbten, aber dehnungskontrolliertem Zustand bekannt [Sons95].

Der Einfluss der Phasenverschiebung wird bei Anwendung konventioneller Hypothesen, z.B. der GEH deutlich unterschätzt. Je nach Probenform und Kombination der Beanspruchungskomponenten werden die experimentellen Lebensdauern um Faktoren von 12 bis 70 und die ertragbaren Spannungen um 20 bis 50 % überschätzt [Sons94]. Dadurch werden die Sicherheitsfaktoren in der Lebensdauer von 10 bis 20, je nach angewendetem Regelwerk [ASME84, AD-M82], aufgezehrt.

Die Überschätzung der ertragbaren Spannungen, bzw. die Unterschätzung der Beanspruchung kann so zu Schäden an Bauteilen führen.

Da die Lebensdauer unter mehrachsigen Spannungszuständen mit sich ändernden Hauptspannungsrichtungen auf der Basis von Nenn- oder Strukturspannungen nicht berechnet werden konnte, wurde der Weg über die Kerbgrundbeanspruchungen eingeschlagen. Für die verschiedenen Probenformen wurden unter Berücksichtigung der jeweiligen Nahtgeometrie Formzahlen für Biegung und Torsion abgeleitet und mit diesen Formzahlen die in den Nahtübergangskerben wirkenden Komponenten des Spannungstensors berechnet. Aufgrund des duktilen Werkstoffverhaltens wird das Versagen durch Schubspannungen eingeleitet und die beobachtete Minderung der Lebensdauer bei Phasenverschiebung kann mit einer schubspannungsbasierten Hypothese wiedergegeben werden [Sons85, Simb75, Zenn80, u.a.]. Nach der für die Bewertung von Schweißverbindungen unter mehrachsiger Belastung entwickelten Hypothese der wirksamen Vergleichsspannung (WVS) [Sons94], werden zunächst die in verschiedenen Schnittebenen herrschenden Schubspannungen berechnet. Die bei duktilen Werkstoffen vorliegende gegenseitige Beeinflussung der Schubspannungen durch angeregte Versetzungen infolge der veränderlichen Hauptspannungsrichtungen wird dann durch eine Integration der Schubspannungen über alle Schnittebenen berücksichtigt. Mit dieser Hypothese konnten für alle untersuchten Probenformen von Stahlschweißverbindungen die überwiegende Zahl der Versuchsergebnisse in das Wöhlerlinienstreuband für einachsige Belastung überführt werden.

Eine weiterführende Arbeit [Sons99] untersuchte das Festigkeitsverhalten von Stahlschweißverbindungen unter mehrachsiger Beanspruchung mit variablen Amplituden. Der lebensdauerverkürzende Einfluss der Beanspruchung mit veränderlicher Hauptspannungsrichtung konnte auch hier bestätigt werden und die Hypothese der wirksamen Vergleichsspannung (WVS) wurde entsprechend erweitert. Erstmals werden hier zulässige Schadenssummen für mehrachsig beanspruchte Stahlschweißverbindungen angegeben.

In einem weiteren, von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Gemeinschaftsprojekt [Amst00, Witt99, Witt00] wurde mit einem großen Parameterfeld von Belastungskombinationen der Einfluss des mehrachsigen Beanspruchungszustands auf die Lebensdauer von Schweißverbindungen aus Stahl unter konstanter und variabler Amplitude untersucht, die die Ergebnisse aus [Sons99] im wesentlichen bestätigen.

Wenn in der Praxis andere Kerbfälle als die hier untersuchten vorliegen, dann muss erst die für diesen Kerbfall bekannte, unter einachsiger Belastung ermittelte Nennspannungs-Wöhlerlinie in eine Kerbspannungs-Wöhlerlinie mit der zu berechnenden Formzahl transformiert werden. Anschließend müssen die Nenn- oder Strukturspannungen aus einer mehrachsigen Belastung in Kerbspannungen umgewandelt und die Vergleichsspannung nach o.g. Hypothese berechnet werden. Durch Zuordnung der berechneten

Vergleichsspannung zur Kerbspannungs-Wöhlerlinie lässt sich dann die Lebensdauer bestimmen.

Für Aluminium im ungeschweißten Zustand geben die wenigen bekannten Untersuchungen an verschiedenen Aluminiumlegierungen ein uneinheitliches Bild ab.

Bei Aluminiumknetlegierungen, wie z.B. AlZnMgCuAg (EN AW-7022) wird bei einer Phasenverschiebung zwischen Biegung und Torsion und daraus resultierender Änderung der Hauptspannungsrichtung an gekerbten Proben im Mittel die Anrisslebensdauer um den Faktor 2 vermindert. Bei gekerbten Proben aus der Gusslegierung G-AlSi12CuMgNi (EN AC-48000) tritt hingegen gegenüber der phasengleichen mehrachsigen Beanspruchung eine Verlängerung der Lebensdauer ein, die unter Anwendung der NH berechnet werden kann, siehe Bild 1.8 [Müll94].

In [Bolz94] wird über lastgesteuerte Versuche mit ungekerbten Proben aus der Legierung AlCuMg1 berichtet. Während bei einem Verhältnis $T_a/S_a = 0,55$ bei einer Phasenverschiebung zwischen Axialbelastung und Torsion eine Verlängerung der Lebensdauer im Bereich der Zeitfestigkeit auftritt, wird bei einem Verhältnis $T_a/S_a = 1,50$ die Lebensdauer verkürzt.

Allerdings sind diese Versuchsergebnisse auf Bauteile nur bedingt übertragbar, da Bauteile im Normalfall Kerben und Steifigkeitsübergänge besitzen und in Kerben der Beanspruchungsablauf fast dehnungskontrolliert ist. Bei einem unter Laststeuerung durchgeführten Versuch an ungekerbten Proben können unkontrollierte Verformungen (zyklisches Kriechen) auftreten, die für Bauteile zu falschen Schlussfolgerungen führen können [Sons95].

Für die naturharte Legierung AlMg4,5Mn lässt sich die unter Torsion mit ungekerbten Proben verformungsgesteuert ermittelte Anriss-Wöhlerlinie mit Hilfe der GEH befriedigend in die unter dehnungsgesteuerter Axialbelastung aufgenommene Wöhlerlinie überführen [Sava94]. Auch bei kombinierter phasengleicher Beanspruchung lässt sich die GEH zufrieden stellend anwenden. Das Festigkeitsverhalten unter phasenverschobener kombinierter Beanspruchung mit veränderlichen Hauptspannungsrichtungen ist hier allerdings nicht untersucht worden.

Über bruchmechanische Untersuchungen von mehrachsig beanspruchten Rohrproben aus naturhartem Aluminium und der Simulation des Verhaltens wird in [Döri01, Döri02; Döri06; Hoff05] berichtet. Das Wachstum kurzer Risse wird mit Hilfe eines J-Integrals auf Basis der elastisch-plastischen Schwingbruchmechanik beschrieben. Im Bereich der Kurzzeitschwingfestigkeit werden hiermit gute Abschätzungen für die untersuchten Kombinationen der Beanspruchungsarten erreicht. Es bleiben jedoch noch offene Fragen hinsichtlich der Berücksichtigung von zyklisch nichtproportionaler Mixed-Mode-Beanspruchung und Riss-schließ-Effekten. Die Datenbasis für eine eindeutige

Aussage zur Auswirkung phasenverschoben aufgebrachter Belastung im Vergleich zu einer proportionalen Belastung ist nicht sehr umfangreich, zeigt jedoch ein weitgehend neutrales Verhalten gegenüber der eingestellten Phasenlage der Beanspruchungskomponenten.

In [Pinh01] werden Ergebnisse für gekerbte dünnwandige Rohre der Aluminiumlegierung AlMgSi1 T6 vorgestellt. Versuchstechnisch bedingt wurden hier jedoch nur phasengleiche Tests unter Biegung und Torsion durchgeführt. Die Auswertung ergibt eine gute Korrelation zwischen experimentellen Ergebnissen und Berechnungen für verschiedene Verhältnisse aus Biegung und Torsion für unterschiedlich scharfe Kerbgeometrien auf der Basis eines Schubspannungsansatzes in der kritischen Schnittebene als auch mit einem biaxialen Ansatz in Kombination mit einem örtlichen Dehnungskonzept.

Zur Erläuterung der Konzepte der Nenn-, Struktur-, Kerbspannung und Bruchmechanik sei auf die Literatur verwiesen [z.B. Rada94, Rada98, Seeg85].

3 Aufgabenstellung

Wie die Ergebnisse mit verschiedenen Aluminiumlegierungen im ungeschweißten Zustand unter mehrachsiger Beanspruchung in Abschnitt 2 unterstreichen, besteht der Bedarf an geeigneten Untersuchungen zum Festigkeitsverhalten von Aluminium.

Es kann jedoch auch nicht ausgeschlossen werden, dass bei veränderlichen Hauptspannungsrichtungen, insbesondere im geschweißten Zustand aufgrund der verminderten Duktilität, durchaus eine Verlängerung der Lebensdauer erfolgt, die unter anderem mit der NH berechnet werden kann. Sollte dies der Fall sein, könnte dieses Festigkeitsverhalten bei mehrachsig mit veränderlichen Hauptspannungsrichtungen beaufschlagten Konstruktionen ein Potential für verbesserten Leichtbau bieten.

Falls jedoch, wie bei Stahlschweißverbindungen, eine Verkürzung der Lebensdauer auftreten sollte, dann muss ein geeignetes Berechnungsverfahren auf der Basis von Kerbspannungen entwickelt werden, um eine sichere Bauteilauslegung zu gewährleisten.

Im Falle eines neutralen Verhaltens, das heißt, wenn Aluminiumschweißverbindungen sich gegenüber veränderlichen Hauptspannungsrichtungen indifferent verhalten und weder eine Verlängerung noch Verkürzung der Lebensdauer zeigen, brauchen Konstrukteure diesen Beanspruchungsfall nicht gesondert zu berücksichtigen und können z.B. die GEH anwenden, wobei die nichtproportionale Beanspruchung dann unberücksichtigt bleiben kann.

Erste Untersuchungen an Aluminiumschweißverbindungen unter mehrachsiger Beanspruchung bei einstufiger Belastung wurden im Rahmen eines Forschungsprojektes [Sons01a] durchgeführt und über die Ergebnisse in [Sons01b, Küpp03] berichtet. Die Ergebnisse sind in dieser Arbeit ebenfalls enthalten und bewertet worden.

Gegenwärtig ist allerdings nicht bekannt, wie sich Aluminiumschweißverbindungen insbesondere unter mehrachsigen Beanspruchungen mit veränderlichen Amplituden (Betriebsbelastung) verhalten, und somit auch nicht, welche Festigkeitshypothese für diesen Fall anzuwenden ist.

Sollte unter veränderlichen Hauptspannungsrichtungen eine signifikante Minderung der Lebensdauer auftreten, muss eine geeignete Methode entwickelt werden, um Schadensfälle infolge einer unzutreffenden Auslegung mit konventionellen Hypothesen zu vermeiden, aber auch um die Leichtbauvorteile von Aluminium ausnutzen zu können.

Für diese Arbeit stellen sich daher folgende Aufgaben:

- Feststellung des Festigkeitsverhaltens von Aluminiumschweißverbindungen unter mehrachsigen Spannungszuständen mit konstanten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen bei konstanten und variablen Beanspruchungsamplituden.
- Überprüfung von Festigkeitshypothesen und gegebenenfalls Weiterentwicklung von Berechnungsmethoden für kombinierte Beanspruchungen mit variablen Amplituden.

Diese Aufgaben werden in einem experimentellen und einen theoretischen Teil bearbeitet.

Der experimentelle Teil umfasst Schwingfestigkeitsversuche an zwei Probenformen mit unterschiedlicher Schweißnahtgeometrie und damit unterschiedlichen Formzahlen und Spannungsgradienten. Die Versuche an geschweißten Flansch-Rohr- und Rohr-Rohr Verbindungen werden unter kombinierter phasengleicher und phasenverschobener Biegung und Torsion vorgenommen. Durch die Phasenverschiebung zwischen Normal- und Schubspannung wird die Hauptspannungsrichtung verändert, im Falle einer phasengleichen Belastung bleibt die Hauptspannungsrichtung konstant. Um eine Aussage zur Schadensakkumulation und zur Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus Einstufenversuchen auf betriebsähnliche Belastung zu erhalten, werden mit Flansch-Rohr-Verbindungen auch Versuche mit variabler Amplitude durchgeführt,

Der theoretische Teil befasst sich mit der werkstoffmechanischen Behandlung der vorliegenden Beanspruchungszustände und der Deutung der Ergebnisse unter Anwendung des Nenn- bzw. Strukturspannungskonzeptes und des örtlichen Konzepts auf Basis der elastischen Spannungen. Ebenfalls zur Anwendung kommen verschiedene Hypothesen auf Basis der Energiedichte. Unterstützt werden die Arbeiten durch Finite-Elemente-Berechnungen und schließen ab mit der Entwicklung und Verifikation einer geeigneten Festigkeitshypothese für Aluminiumschweißverbindungen.

4 Behandlung des mehrachsigen Spannungszustandes

Maßgebend für das Ermüdungsverhalten im Bereich der Zeitfestigkeit ist der örtliche Spannungszustand an der höchstbeanspruchten Stelle. Da sich diese Bereiche in der Regel auf der kraftfreien Oberfläche eines Bauteils befinden, lässt sich der mehrachsige Spannungszustand für ein Volumenelement wie folgt auf den ebenen Spannungszustand reduzieren:

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix} \quad (1)$$

Angewendet auf die hier vorliegenden Schweißverbindungen können dann, ausgehend von Nennspannungen, die Komponenten des Spannungstensors in der Nahtübergangskerbe aus Nennspannung und Formzahl wie folgt bestimmt werden:

$$\sigma_x = K_{tb} \cdot \sigma_n, \quad (2)$$

$$\sigma_y = \mu \cdot \sigma_x \quad (\text{näherungsweise für } K_t > 1,5 \text{ nach [Neub85]}) \quad (3)$$

und

$$\tau_{xy} = K_{tt} \cdot \tau_n. \quad (4)$$

Diese Spannungskomponenten werden in der Nahtübergangskerbe durch eine kombinierte sinusförmige Biege- und Torsionsbelastung in der allgemeinen Form

$$\sigma_x(t) = \sigma_{xm} + \sigma_{xa} \sin(\omega_x t), \quad (5)$$

$$\sigma_y(t) = \mu \cdot \sigma_x(t) \text{ und} \quad (6)$$

$$\tau_{xy}(t) = \tau_{xym} + \tau_{xya} \sin(\omega_{xy} t - \delta_{xy}) \quad (7)$$

erzeugt.

Im Falle einer rein wechselnden Belastung ($R = -1$) sind die Mittelspannungen $\sigma_{x,m}$, $\sigma_{y,m}$ und $\tau_{xy,m} = 0$. Die Koordinatenspannungen σ_x und σ_y sind voneinander abhängig und verlaufen somit synchron. Nur Schubspannungen mit einer Phasenverschiebung von $\delta = \delta_{xy}$ werden überlagert.

Mit der Voraussetzung, dass die Frequenz für sämtliche Komponenten einheitlich ist ($\omega = \omega_x = \omega_y = \omega_{xy}$), können die Spannungen in den Schnittebenen φ eines Oberflächenelements, wie auf Bild 4.1 dargestellt, wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_n(\varphi) = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \cos 2\varphi + \tau_{xy} \cdot \sin 2\varphi \quad \text{und} \quad (8)$$

$$\tau_n(\varphi) = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\varphi - \tau_{xy} \cdot \cos 2\varphi. \quad (9)$$

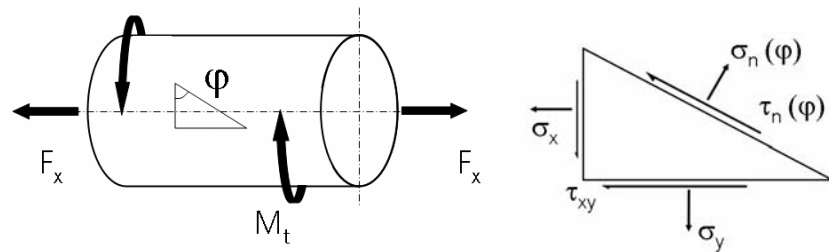


Bild 4.1: Spannungen in der kritischen Schnittebene eines Oberflächenelements

Die so ermittelten Spannungskomponenten bilden die Basis für die schnittebenenbezogene Bildung einer Vergleichsspannung.

5 Werkstoffe, Proben und Probenherstellung

Für die Herstellung der geschweißten Verbindungen wurden stranggepresste Rohre der Aluminium-Knetlegierung AlSi1 Mg Mn (EN-AW 6082) im Zustand T6 (lösungsgeglüht und warmausgelagert) mit einer Wandstärke von 10 mm und ebenfalls stranggepresste Platten der gleichen Legierung im Zustand T651 (lösungsgeglüht und gereckt) mit einer Dicke von 25,4 mm verwendet.

5.1 Chemische Analyse

An den verwendeten Halbzeugen wurden chemische Analysen zur Bestimmung der Zusammensetzung und zur Dokumentation des Wasserstoffgehalts durchgeführt. Die Ausgangswerkstoffe erfüllen die Spezifikationen für AlSi1 Mg Mn T6, die Forderung nach einem Wasserstoffgehalt unter 0,25 ppm wird eingehalten. Die Ergebnisse sind in Tabelle A1 zusammengefasst. Darüber hinaus wurden nach dem Schweißen chemische Analysen am Schweißgut der Proben durchgeführt, Tabelle A2.

5.2 Mechanische Kennwerte

Die mechanischen Kennwerte der eingesetzten Rohr- und Flanschwerkstoffe wurden in Werkstoffzeugnissen der Halbzeuglieferanten zur Verfügung gestellt.

Für das Material der stranggepressten Rohre wurden außerdem Zugversuche an Rundproben zur Ermittlung von Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung durchgeführt.

Die Mittelwerte dieser Versuche am Rohrwerkstoff ergeben:

| | |
|-----------------------|------------------------------|
| 0,2%-Dehngrenzegrenze | $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$ |
| Zugfestigkeit | $R_m = 332 \text{ MPa}$ |
| Bruchdehnung | $A_{50} = 12,4 \%$ |
| Querkontraktionszahl | $\mu = 0,32$ |

Die Querkontraktionszahl des Rohrwerkstoffs wird aus Dehnungsmessungen am schmalen DMS-applizierten Biegebalken bestimmt.

In Tabelle A3 im Anhang sind weitere Details der statischen Prüfungen aufgeführt.

5.3 Schweißen der Proben

Die optimalen Herstellungsparameter und die Geometrie zur Schweißnahtvorbereitung der Rohlinge wurden in umfangreichen Vorversuchen am ISF Aachen bestimmt. Anschließend wurden sämtliche Proben für die vorliegende Untersuchung geschweißt, zusammenfassende Angaben hierzu auf den Bildern Anhang B1 und B2.

Die Probenherstellung und Parametereinstellung wurde in einem ausführlichen Bericht dokumentiert, siehe Anhang B.

Nach dem Schweißen wurden die Flansch-Rohr-Proben flanschseitig plangedreht. Eventuelle Abweichungen in der Rechtwinkligkeit zum Rohr werden dadurch beseitigt und Verspannungen der Proben bei der Montage im Prüfstand vermieden.

5.4 Eigenspannungsmessung

Für die Charakterisierung der Festigkeitseigenschaften einer Schweißverbindung ist der schweißbedingte Eigenspannungszustand von Bedeutung. An den geschweißten Rohr-Flansch-Proben wurden daher stichprobenartig röntgenografische Eigenspannungsmessungen durchgeführt. Die Eigenspannungen werden in der Oberflächenrandschicht ermittelt, wofür unbelastete Proben verwendet werden. Die Messung erfolgt an der Oberfläche im Bereich des höchstbeanspruchten Bereiches, der Kerbe am Übergang zwischen Rohr und Schweißnaht. Das Diagramm B3 in Anhang B zeigt ein Beispiel für den Verlauf von gemessenen Eigenspannungen in Längs- und Querrichtung zur Rohrachse. Es werden maximale Eigenspannungen von ± 50 MPa ermittelt, wobei Druck- und Zugeigenspannungen auch in direkter Nachbarschaft gemessen wurden und daher eine eindeutige Aussage zum Eigenspannungszustand an der kritischen Stelle und dessen Auswirkung auf die Ergebnisse verhindert.

Die gemessenen Maximalwerte liegen jedoch unterhalb der Nenn-Wechselfestigkeit bei $N = 5 \cdot 10^6$ unter Biegebeanspruchung für die Rohr-Flansch-Schweißverbindung, siehe Bild 9.5.

Für die weiteren Bewertungen werden die Eigenspannungsmessungen nicht verwendet.

5.5 Profilmessungen

Für die Bestimmung der örtlichen Spannungen im höchstbeanspruchten Bereich der geschweißten Proben ist es notwendig die Formzahlen zu bestimmen. Die geometrisch bedingte Spannungskonzentration an den Schweißnähten wird maßgeblich beeinflusst von Übergangsradius, Nahtanstiegswinkel und Nahtüberhöhung. An zufällig ausgewählten Proben wurden deshalb Segmente für eine Messung der Übergangsradien und -winkel an der versagenskritischen Stelle entnommen. Die Segmente wurden mit einem Kontur-Taster vermessen und getrennt nach Probenform statistisch ausgewertet, siehe Bild B4 bis B7 (Anhang B).

Als Mittelwerte ($P_a = 50\%$) ergeben sich:

| | Radius | Winkel |
|--------------|----------------|------------|
| Rohr-Rohr | 1,71 mm | 13° |
| Rohr-Flansch | 17,0 mm | 38° |

Diese Mittelwerte sind die Basis für die Berechnung von Formzahlen unter Biegung und Torsion mittels FE-Rechnung, siehe auch Abschnitt 7, und für die Ableitung der örtlichen Beanspruchungen an der kritischen Stelle.

6 Metallografische Untersuchungen

Die metallografischen Untersuchungen wurden durchgeführt zur Charakterisierung des untersuchten Werkstoffzustands und Gefüges sowie zur Dokumentation der Qualität der Schweißverbindung.

Die Riss- und Bruchflächenuntersuchungen dienen dem Vergleich zwischen den auf Basis der Festigkeitshypothese zu erwartenden Bruchlagen und dem im Experiment beobachteten Schadensbild.

6.1

Härte

Härtemessungen wurden an beiden untersuchten Verbindungsformen durchgeführt. Es wurden sowohl Mikrohärtemessungen im Bereich der Schweißnähte als auch Messungen über die komplette Ausdehnung einer aufgetrennten Probe angefertigt.

Die Mikrohärtemessung nach Vickers für eine Rohr-Rohr-Probe zeigt einen Anstieg der Härte in der Schweißnaht auf 65 bis 75 HV 0,1, die auf Werte von ca. 60 HV 0,1 im Bereich der Wärmeeinflusszone (WEZ) abfällt, siehe Bild B8 (Anhang B).

Ein ähnliches Bild ergibt die Härtemessung an einer Rohr-Flansch-Probe, wie es Bild B9 (Anhang B) zeigt. Von ca. 50 HV 0,1 in der WEZ des Rohres steigt die Härte in der Schweißnaht auf ca. 65 HV 0,1 und fällt dann im Übergang zur flanschseitigen WEZ zurück auf unter 45 HV 0,1.

Ein umfassenderes Bild ergibt sich aus den Messungen nach Brinell über die gesamte Probe. Wie auf den Bildern B10 und B11 in Anhang B zu sehen, wird die Härte des warmausgehärteten Grundwerkstoffs von 95 HB (nach DIN) erst wieder in einer Entfernung von ca. 100mm von der Schweißnaht erreicht. Der Wärmeeinflussbereich des Schweißprozesses geht also weit in die zu verschweißenden Aluminiumteile. Im Bereich der Schweißnaht fällt die Härte bei Werten zwischen 45 und 55 HB auf ca. 50-60% der ursprünglichen Härte dieser warmausgehärteten Legierung.

6.2 Gefüge

Das Gefüge des Grundmaterials und der Schweißnähte sowie der Übergangsbereiche wurde beispielhaft an einzelnen Stücken der zwei vorliegenden Probenformen untersucht und dokumentiert. Die lichtmikroskopischen Aufnahmen sind im Anhang C zusammengefasst. Auf Bild C1 sind Gefügebilder des stranggepressten Rohr- und Flanschwerkstoffs zu sehen. Die Bilder zeigen das zeilige Gefüge der Grundwerkstoffe, wobei die intermetallischen Phasen teilweise herausgelöst sind. Insgesamt zeigt sich eine sehr feine, globulare Ausbildung der Körner. Bild C2 zeigt Beispiele für die Makroschliffe der Schweißnähte, die die Geometrie und Qualität der Schweißnähte dokumentieren. Lichtmikroskopische Aufnahmen des Gefüges in der Schweißnaht und im Übergang zum Grundwerkstoff sind in Bild C3 bis C5 dargestellt. Im Grundwerkstoff wird das zeilige Gefüge der stranggepressten Rohre sichtbar und es können kontinuierliche Ausscheidungen von Mg_2Si festgestellt werden. Im Übergang zum Schweißgut finden sich feine Aluminide in den Restschmelzebereichen und im Korninnern. Diese Beobachtungen gelten sowohl für das Gefüge der Rohr-Rohr als auch der Rohr-Flansch-Verbindung.

6.3 Riss- und Bruchflächenanalyse

Sofern in den Tabellen und Diagrammen der Versuchsergebnisse nicht anders gekennzeichnet, gehen die Brüche von Anrissen am Übergang zwischen Schweißnaht und Rohrwerkstoff aus. Dies gilt für die Rohr-Rohr als auch für die Rohr-Flansch-Proben. Bild C6 zeigt typische Bruchstellen im Querschliff.

Die Risslagen von Rohr-Rohr und Rohr-Flansch-Proben, also Proben mit unterschiedlicher Spannungskonzentration im Bereich des Bruchausgangs, unterscheiden sich nicht. Für nachfolgende Analysen wurden daher nur Rohr-Flansch-Proben herangezogen.

Die Anrisse unter **Biegebelastung** entstehen am Übergang zwischen Rohr und Schweißnaht und wachsen elliptisch, teilweise erfolgt der Anriss an zwei oder mehr Stellen am Umfang und die Schwingbruchbereiche wachsen in der

anschließenden Rissfortschrittsphase zusammen. Vereinzelt sind kleine Poren im Bereich des Bruchausgangs zu finden. Bild 6.1 zeigt das makroskopische Bruchbild und den Rissverlauf in der Probe, das Ergebnis der Untersuchungen im Rasterelektronenmikroskop (REM) ist auf Bild C7 in Beispielen dargestellt.

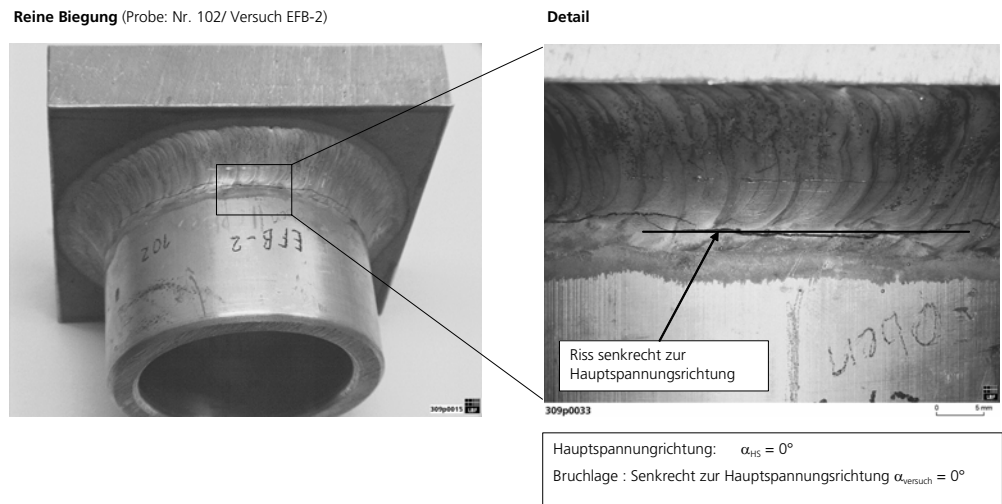


Bild 6.1: Risslagen bei Biegebelastung

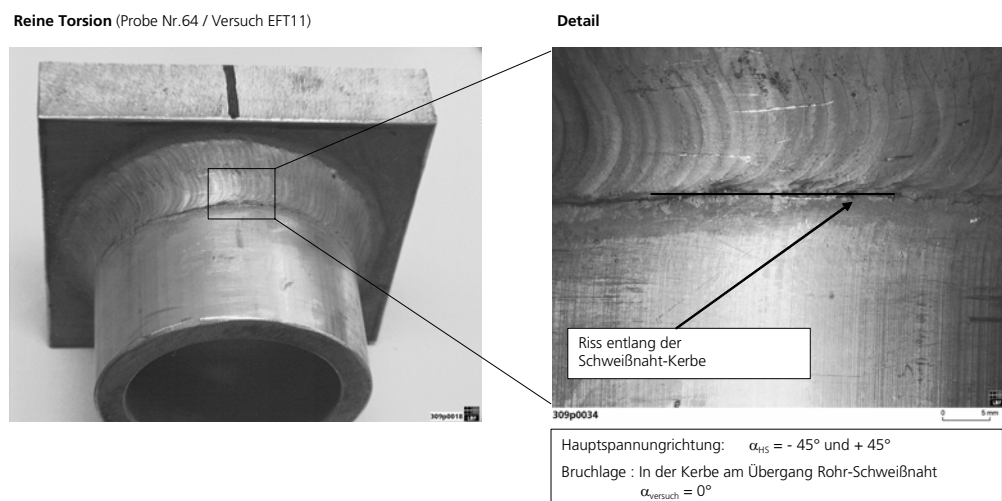


Bild 6.2: Risslagen bei Torsionsbelastung

Bei reiner **Torsionsbelastung** entstehen die Risse an mehreren Stellen am Umfang der Probe an der Kerbe am Übergang zwischen Rohr und Schweißnaht. Vereinzelt können Risse im Rohr in Achsrichtung (Strangpressrichtung der Rohre) festgestellt werden, die auf die Zeiligkeit des Werkstoffes zurückzuführen sind und im Bereich der Kerbe am Übergang zwischen Rohr und Schweißnaht als Ausgangspunkt für die Risse zu sehen sind, die zum Durchriss senkrecht zur Rohrachse führen, siehe Bild 6.2. Die Risse in axialer Richtung sind auch feststellbar an Proben, die das Versuchsende bei $N_G = 5 \cdot 10^6$ ohne detektierten Durchriss erreicht haben. Bild C8 im Anhang C zeigt das Ergebnis der REM-Untersuchungen an der Bruchfläche einer Probe unter Torsionsbelastung. Es lassen sich mehrere Stellen als Bruchausgang identifizieren, allerdings wird der Bruchausgangsbereich infolge der belastungsspezifischen Beeinträchtigung der Bruchoberflächen stark zerrieben und durch die entstehenden Verschleißpartikel verunreinigt und zur Oxidation angeregt.

Versuche unter **kombinierter phasengleicher Belastung ($\delta = 0^\circ$)** ergeben, bezogen auf die Umfangsrichtung der Schweißnahtkerbe, einen Rissverlauf unter 24° - 28° wie Bild 6.3 exemplarisch zeigt. Häufig sind mehrere benachbarte Anrisse zu finden.

Der Winkel entspricht dabei der Richtung senkrecht zur ersten Hauptspannung ($\alpha \approx 25^\circ$), der sich rechnerisch für das eingestellte Verhältnis von örtlicher Schubspannung und örtlicher Normalspannung ergibt. Die Analyse im REM zeigt eine sägezahnartige Ausbildung der Bruchflächen am Bruchausgang, Bild C9 im Anhang C.

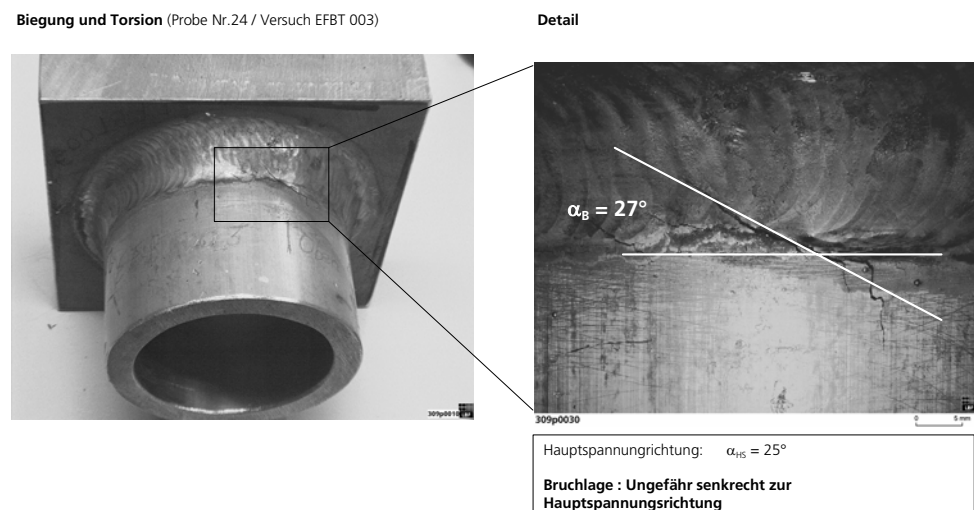


Bild 6.3: Risslagen bei kombinierter Biegung und Torsion ($\delta = 0^\circ$)

Die **kombinierte phasenverschobene Belastung ($\delta = 90^\circ$)** führt dagegen zu Anrissen senkrecht zur Probenachse (0°) oder wenig davon abweichend. Die Anrisse entstehen dabei ausnahmslos an der Kerbe am Übergang zwischen Rohr und Schweißnaht, siehe Bild 6.4.

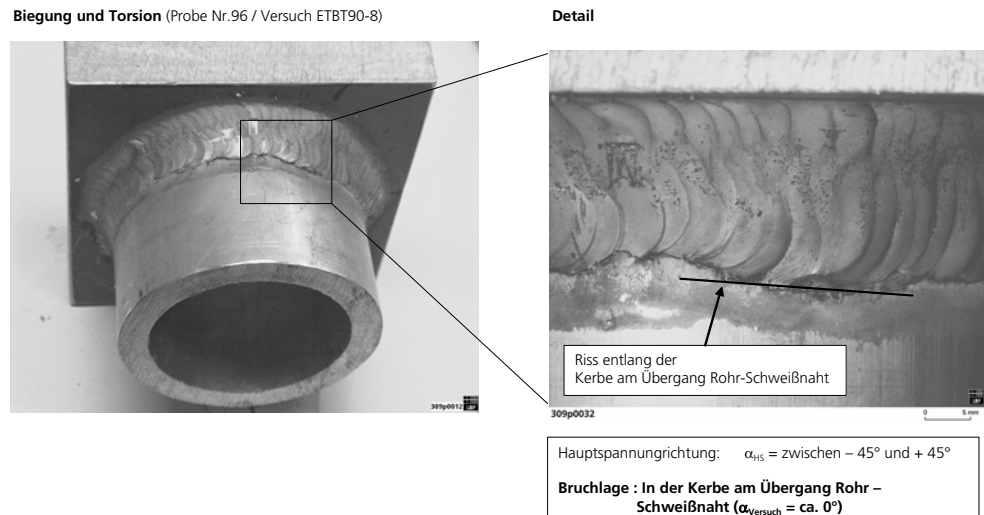


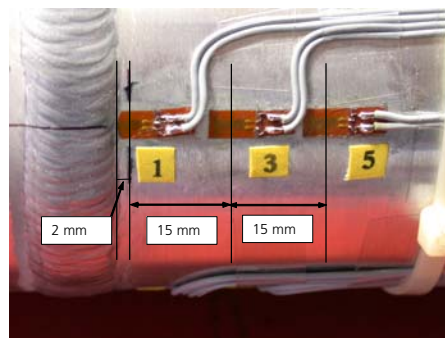
Bild 6.4: Risslagen bei kombinierter Biegung und Torsion ($\delta = 90^\circ$)

Der Winkel der Hauptspannungsrichtung, der sich rechnerisch aus dem Verhältnis des Momentanwertes von örtlicher Schubspannung und örtlicher Normalspannung ergibt, ändert sich im Laufe eines Schwingspiels kontinuierlich zwischen $\alpha_{HS} = +45^\circ$ und -45° . Die Bruchflächen werden aufgrund der phasenverschoben auftretenden Belastungsmaxima stark zerrieben und zur Oxidation angeregt. Eine Detailanalyse des Bruchausgangsbereichs wird hierdurch unmöglich gemacht und die berechneten Winkel der Hauptspannungsrichtung und senkrecht hierzu zu erwartende Anrisslagen können durch die fraktografischen Untersuchungen nicht bestätigt werden, Bild C10.

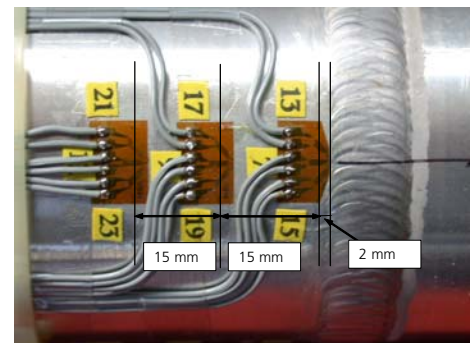
7 Experimentelle und numerische Spannungsanalysen

7.1 Dehnungsmessungen

Jeweils eine Rohr-Rohr-Probe und eine Rohr-Flansch-Probe wurden mit Dehnungsmessstreifen appliziert, um einerseits die Einspannbedingungen der Proben zu beurteilen und andererseits den Spannungszustand und die Spannungsverteilung an der Schweißnaht zu erfassen, siehe Bild 7.1 und 7.2. Aus den gemessenen Spannungen an der Schweißnaht und im ungestörten Querschnitt des Rohres wurde die Spannungsüberhöhung infolge der geometrischen Kerbe der Schweißnaht berechnet.

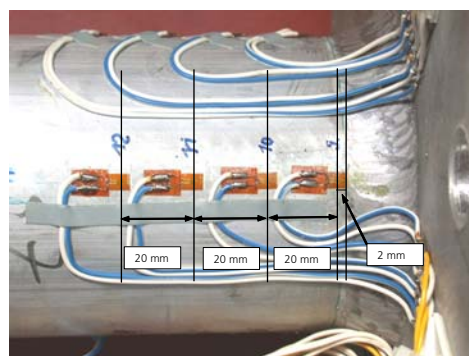


Messstellen **Biegung**
(Oberseite, Unterseite entsprechend)
DMS 3/120 LY 81 $k = 2,04$

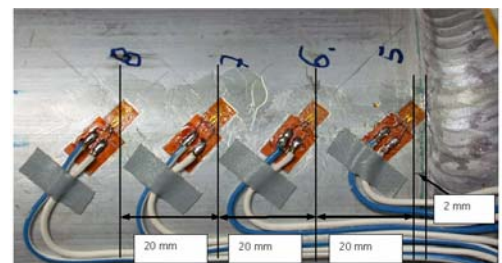


Messstellen **Torsion**
(Seitlich, Gegenseite entsprechend)
DMS 3/120 RY 81 $k = 1,98$

Bild 7.1: DMS-Applikation auf einer Rohr-Rohr-Probe



Messstellen **Biegung**
(Oberseite, Unterseite entsprechend)
DMS 1,5/120 LY 13 $k = 1,91$



Messstellen **Torsion**
(Seitlich, Gegenseite entsprechend)
DMS 1,5/120 LY 13 $k = 1,91$

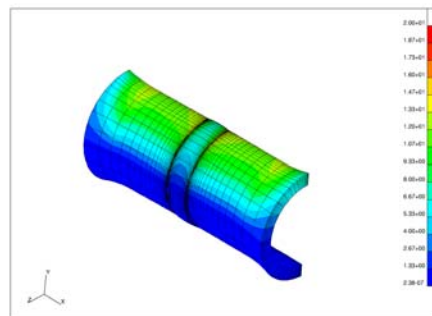
Bild 7.2: DMS-Applikation auf einer Rohr-Flansch-Probe

7.2

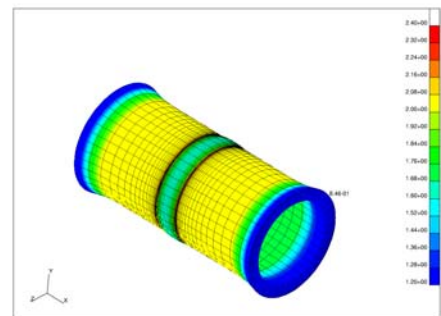
Ermittlung von Formzahlen

Die Formzahlen der beiden untersuchten Probenformen wurden auf Grundlage der Ergebnisse der Profilmessungen in Abschnitt 5.5 mit einer FE-Rechnung bestimmt.

Hierfür wurden unter Ausnutzung der Symmetriebedingungen 3D Finite-Elemente Modelle der Rohr-Rohr-Verbindung und der Flansch-Rohr-Verbindung aus 20-knotigen Hexaeder-Elementen erstellt. Die Krafteinleitung wurde mittels Verschiebungskopplungen modelliert (sogenannten MPC's). Bild 7.3 und 7.4 zeigt die Spannungsverteilung der ersten Hauptspannung. Sie wurden ermittelt für die Lastfälle "Reine Biegung" und "Reine Torsion"[Wall00].

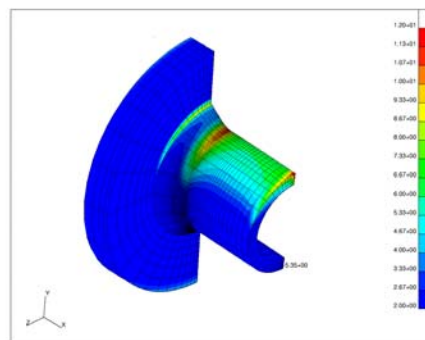


Biegung: Formzahl $K_{tb} = 1,68$

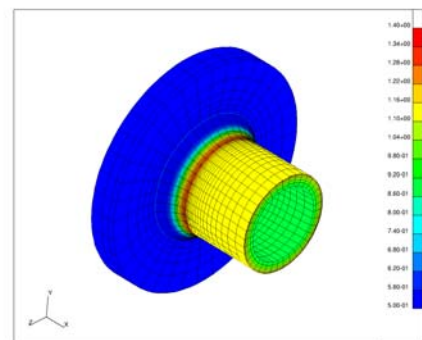


Torsion : Formzahl $K_{tt} = 1,21$

Bild 7.3: Formzahlberechnung der Rohr-Rohr-Probe (max. Hauptspannung)



Biegung: Formzahl $K_{tb} = 1,62$



Torsion : Formzahl $K_{tt} = 1,14$

Bild 7.4: Formzahlberechnung der Rohr-Flansch-Probe (max. Hauptspannung)

Die berechneten Formzahlen wurden durch Dehnungsmessungen (siehe Abschnitt 7.1) an den beiden Probenformen im Bereich der Schweißnaht verifiziert.

Im Einzelnen ergeben sich:

| Verbindung | Biegung | | Torsion | |
|--------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| | FEM | Messung | FEM | Messung |
| Rohr-Rohr | 1,68 | 1,64 | 1,21 | 1,19 |
| Rohr-Flansch | 1,62 | 1,52 | 1,14 | 1,13 |

Abweichungen sind bedingt durch Unterschiede in der realen Kerbgeometrie der DMS-Proben und den Mittelwerten aus Radius und Winkel, siehe Abschnitt 5.5, die der FE-Rechnung zugrunde liegen.

Auf Grundlage der hier angegebenen Formzahlen aus der FE-Rechnung werden die Berechnungen der örtlichen Spannungen nach den Gleichungen (2) bis (4) durchgeführt.

8 Versuchsdurchführung

Die Versuche an den beiden untersuchten Probengeometrien werden in einem eigens für dieses Vorhaben konzipierten Prüfstand unter lastgesteuerter Biegung und Torsion durchgeführt, Bild 8.1 zeigt ein Foto des Prüfstands und Bild 8.2 eine Prinzipskizze mit eingespannter Probe. Servohydraulische Linearzylinder belasten über einen gemeinsamen Hebel die rohrrseitig eingespannte Probe und erzeugen aufgrund der geometrischen Anordnung im Bereich der Schweißnaht ein Biege- und ein Torsionsmoment. Diese können unabhängig voneinander geregelt werden und so eine definierte Phasenbeziehung eingestellt werden.

Die Einspannbedingungen wurden mittels Dehnungsanalyse an DMS-applizierten Versuchskörpern überprüft.

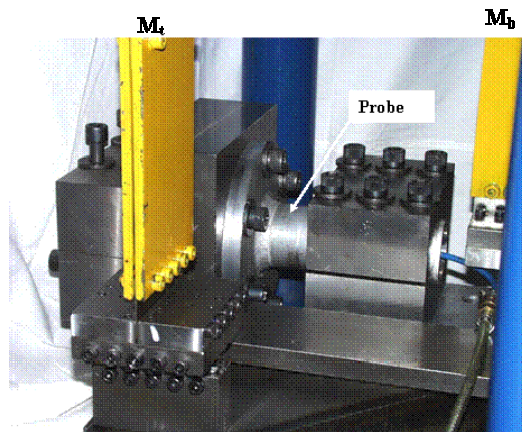


Bild 8.1: Foto der Versuchseinrichtung

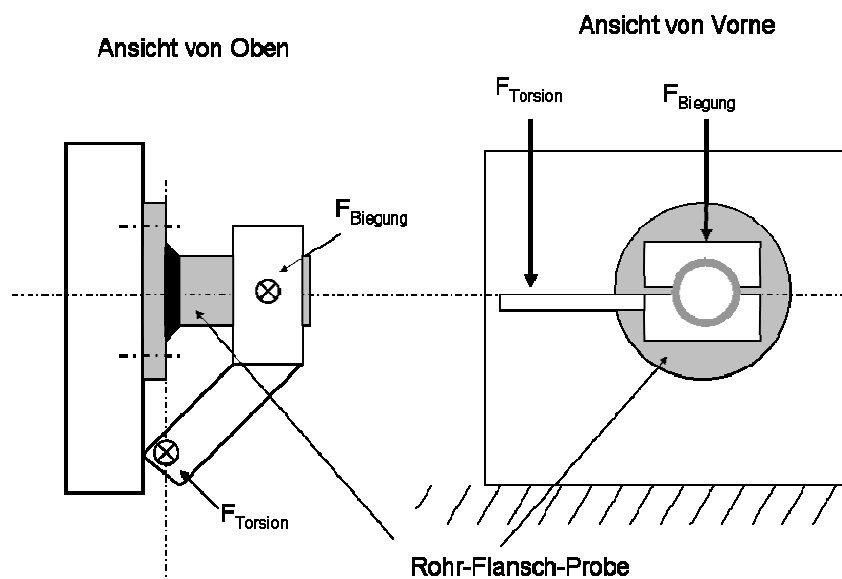


Bild 8.2: Prinzipskizze

8.1

Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm umfasst lastgesteuerte Versuche an Rohr-Rohr- und Rohr-Flansch-Verbindungen unter reiner Biegung, reiner Torsion, sowie kombinierter phasengleicher ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschobener ($\delta = 90^\circ$) Biegung und Torsion. Das Lastverhältnis $R = F_v/F_o$ betrug für alle Versuche $R = \bar{R} = -1$. Für die Versuchsreihen mit kombinierter Belastung wurde das Verhältnis zwischen Nennschub- und Nennbiegespannungsamplitude zu $T_a/S_a = 0,58$ gewählt. Dieses Verhältnis ergibt sich aus der Gleichwertigkeit der Vergleichsspannungsamplituden für reine Biegung und reine Torsion bei

Anwendung der GEH ($\sqrt{3} \cdot T_a = S_a$) und ist identisch mit Parametern der Untersuchung an Stahlschweißverbindungen. Das Verhältnis der örtlichen Schub- und Normalspannungsamplituden τ_{xy} / σ_x wird jedoch durch die Formzahlen K_{tt} und K_{tb} bestimmt und lautet 0,43 für die Rohr-Rohr-Proben, bzw. 0,41 für die Rohr-Flansch-Proben.

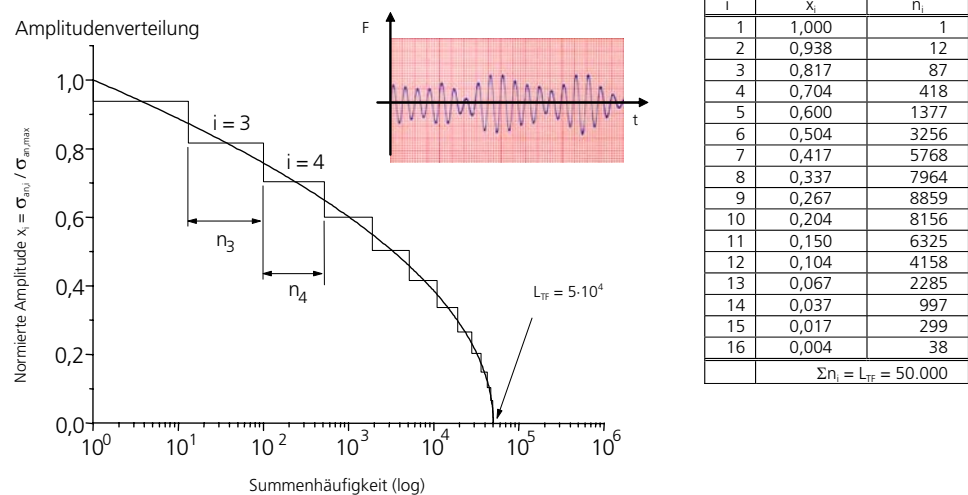


Bild 8.3: Gauß'sche Häufigkeitsverteilung ($L_{TF} = 5 \cdot 10^4$)

Darüber hinaus wurden auch Versuche mit variabler Amplitude, so genannte Gassnerversuche, an Rohr-Flansch-Proben unter Biegebelastung als auch unter kombinierter Biege- und Torsionsbelastung ($\delta = 0^\circ$ und $\delta = 90^\circ$) durchgeführt. Versuche unter reiner Torsionsbelastung wurden aufgrund der zu erwartenden Probleme durch Brüche an der Einspannung der Rohre nicht durchgeführt. Für die Versuche unter zufallsartiger Belastung wurde eine Gauß'sche Teilfolge mit dem Umfang $L_{TF} = 5 \cdot 10^4$ und einem Unregelmäßigkeitsfaktor von $I = 0,99$ verwendet, siehe Bild 8.3.

Die Einzelergebnisse sind in Anhang D zusammengestellt, Tabelle D1 zeigt eine Übersicht der Versuchsreihen und die Anzahl der durchgeführten Versuche.

8.2

Prüfverfahren

Während des Versuchs werden die eingeleiteten Kräfte, die Zylinderwege und die Phasenlage der beiden Belastungskomponenten zueinander kontrolliert. Die unterschiedliche Steifigkeit der Probekörper für Torsion und Biegung begrenzt die Versuchsfrequenz bei kombinierten Versuchen im Hinblick auf die Einhaltung der Phasenlage auf $3\text{--}4 \text{ s}^{-1}$, einachsige Versuche unter Biegebelastung werden mit bis zu 7 s^{-1} gefahren.

Die Versuche unter kombinierter Belastung durch Biegung und Torsion wurden phasengleich ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschoben ($\delta = 90^\circ$) durchgeführt, wobei im Falle einer Phasenverschiebung die Schubspannungskomponente nacheilt. Durch die phasenverschobene Belastung wird eine Drehung der Hauptspannungsrichtung während der sinusförmigen Belastung erzwungen.

Als einheitliches Versagenskriterium ist der Durchbruch der Rohrwand definiert. Der Durchbruch wird über den sofortigen Abbau eines leichten Unterdrucks, der zu Versuchsbeginn im Rohr erzeugt wird, detektiert und führt zum Abschalten der Versuchsanlage.

Der technische Anriss ($a \approx 1\text{mm}$) wurde stichprobenartig ermittelt und ist in den Ergebnistabellen im Anhang D, sofern ermittelt, angegeben. Das Verhältnis N_a/N_{Durch} liegt demnach zwischen 0,3 und 0,6.

9 Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche

Da für eine statistische Auswertung pro Versuchsreihe nur eine ungenügende Anzahl von Versuchsergebnissen zur Verfügung steht, werden die Ergebnisse in Anlehnung an das Konzept der normierten Wöhlerlinie von Haibach [Haib68, Haib02] ausgewertet und dargestellt. In den Diagrammen ist die Durchbruch-Schwingspielzahl über der Nennspannungsamplitude S_a , bzw. T_a aufgetragen. Die Versuchspunkte werden in einem für Aluminiumschweißverbindungen üblichen Streuband mit $T_s = 1:1,25$ bei $N = 1 \cdot 10^5$ und $T_s = 1:1,50$ ab dem Abknickpunkt bei $N = 5 \cdot 10^6$ dargestellt [Haib68], wobei die Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt mit einer für Aluminium angenommenen Minderung der Schwingfestigkeit von 10% pro Dekade verlängert wird [Sons05a].

Die Bilder 9.1 und 9.2 zeigen, getrennt nach Probenform, die normierte Darstellung der Versuchsergebnisse der Einstufenversuche, bezogen auf die ertragbare Nennspannungsamplitude am angenommenen Abknickpunkt bei $N = 5 \cdot 10^6$.

Aus dieser normierten Zusammenfassung ergibt sich eine Neigung von $k_{50\%} = 6,5$ im Zeitfestigkeitsbereich, sowohl die Rohr-Rohr- als auch für die Rohr-Flansch-Verbindung. Im Bereich $N > 5 \cdot 10^6$ werden die Streubänder mit einer Minderung der Festigkeit von 10% pro Dekade weitergeführt. Dieser

Verlauf wird den Wöhlerlinienstreubändern der einzelnen Versuchsreihen zugrunde gelegt.

Im Vergleich zu den Neigungen der Wöhlerlinien für

Aluminiumschweißverbindungen in Bemessungsrichtlinien [z.B. EC9_98; Hobb03] ist die in den vorliegenden Versuchsreihen ermittelte Neigung von $k_{50\%} = 6,5$ deutlich flacher, siehe Bild 9.3 und 9.4, jedoch auf wesentlich höherem Niveau. Der Grund hierfür dürfte einerseits in der außerordentlich guten Qualität der untersuchten Schweißproben zu suchen sein und andererseits in den sehr niedrig angesetzten Werten der Richtlinie, um den festigkeitsmindernden Einfluss von Schweißeigenspannungen unbekannter Größe oder Schweißfehlern abzudecken.

Industriell hergestellte Schweißnähte weisen üblicherweise deutlich schärfere Nahtübergangskerben auf, was zu einer steileren Neigung der Wöhlerlinie führt.

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: **Rohr-Rohr Probe**
Einstufenversuch, $R = -1$

- Biegung
- Torsion
- Biegung und Torsion
($\delta = 0^\circ$, $T_a/S_a = 0,58$)
- Biegung und Torsion
($\delta = 90^\circ$, $T_a/S_a = 0,58$)

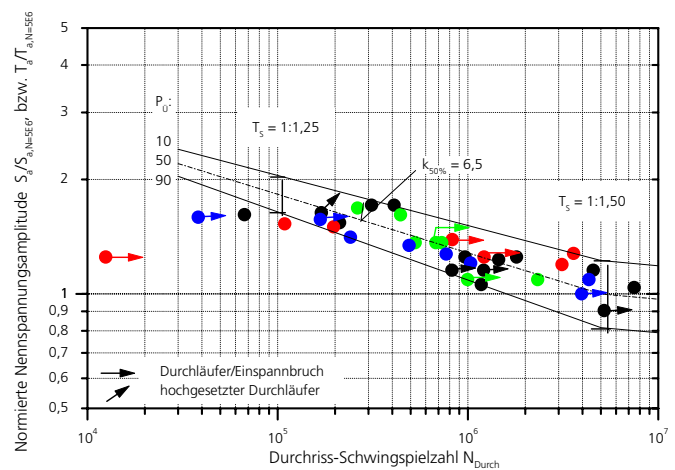


Bild 9.1: Normierte Darstellung der Ergebnisse für die Rohr-Rohr-Probe

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: **Rohr-Flansch Probe**
 Einstufenversuch, $R = -1$

- Biegung
- Torsion
- Biegung und Torsion
 $(\delta = 0^\circ, T_a/S_a = 0,58)$
- Biegung und Torsion
 $(\delta = 90^\circ, T_a/S_a = 0,58)$

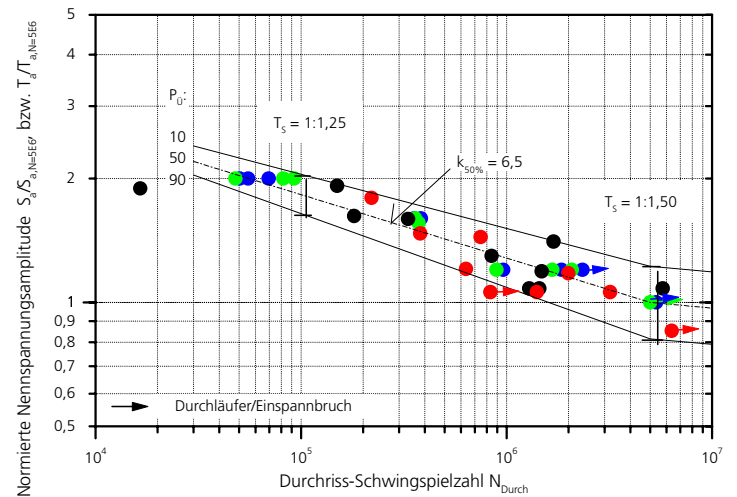


Bild 9.2: Normierte Darstellung der Ergebnisse für die Rohr-Flansch-Probe

Beanspruchungsart: **Zug**

Eurocode 9 :
 $(P_u: 97,5 \%)$

- Detail Category 25-3,2
- Detail Category 28-4
- Detail Category 35-4

IIV-Richtlinie für Al-Schweißverbindungen:
 $(P_u: 97,5 \%)$

- Detail No.216
- Detail No.511

Versuchsergebnisse Biegung:
 $(P_u: 97,5 \%)$

- Rohr-Rohr-Verbindung
- Rohr-Flansch-Verbindung

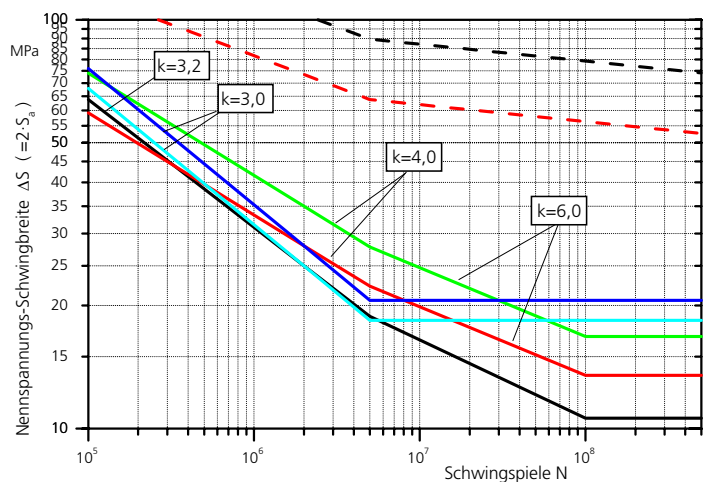


Bild 9.3: Vergleich mit Bemessungswöhlerlinien nach Regelwerken (Zug)

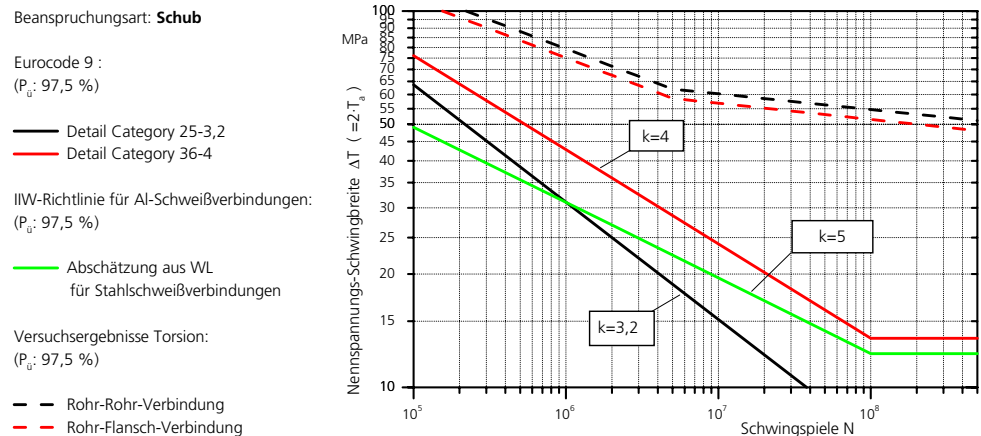


Bild 9.4: Vergleich mit Bemessungswöhlerlinien nach Regelwerken (Schub)

9.1

Einstufenversuche

9.1.1

Biegung

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Rohr-Verbindungen** sind in Bild 9.5 zu sehen. Die Versuchspunkte lassen sich gut mit dem vereinheitlichten Streuband abdecken. Am Abknickpunkt der Wöhlerlinie bei $N = 5 \cdot 10^6$ ergibt sich eine mittlere ertragbare Nennspannungsamplitude von $S_a = 52$ MPa.

Zum Vergleich wurden die Bemessungswöhlerlinien nach dem Eurocode 9 [EC9_98] für Aluminiumschweißverbindungen eingetragen. Die Versuchsergebnisse zeigen, bezogen auf die Nennspannung an der Versagensstelle, ungefähr eine um den Faktor 2 höhere ertragbare Spannung.

Werkstoff: Al Si1 Mg Mn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG, 3 Lagen
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Rohr Probe
Biegung
 $R = -1$
 Einstufenversuch

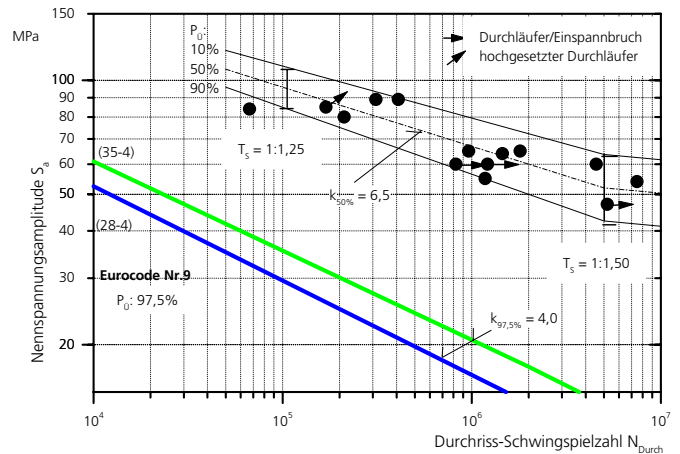


Bild 9.5: Wöhlerversuche mit Rohr-Rohr-Proben unter Biegung

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Flansch Probe
Biegung
 $R = -1$
 Einstufenversuch

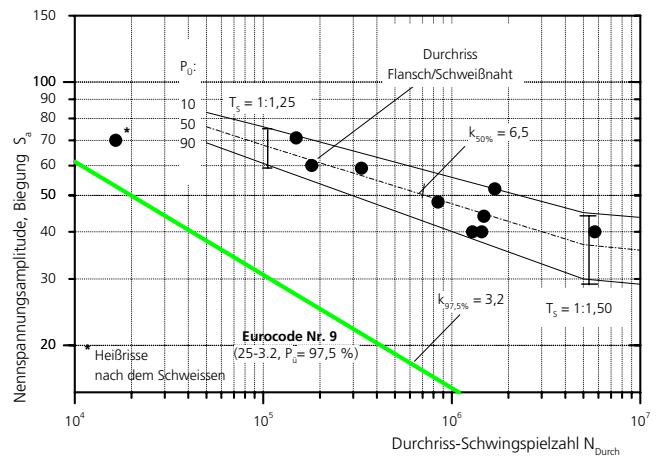


Bild 9.6: Wöhlerversuche mit Rohr-Flansch-Proben unter Biegung

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Flansch-Verbindungen** sind in Bild 9.6 zusammengefasst. Mit $S_a = 37 \text{ MPa}$ ist die mittlere ertragbare Nennspannungsamplitude am Abknickpunkt der Wöhlerlinie bei $N = 5 \cdot 10^6$ deutlich niedriger. Eine nachträgliche Analyse der Probe auf dem Spannungshorizont $S_a = 70 \text{ MPa}$ und geringer Durchriss-Schwingspielzahl zeigte ein Versagen ausgehend von Rissen, die schon durch

den Schweißprozess entstanden sind. In einem Fall konnte in der Versuchsreihe "Biegung" ein Durchriss zwischen Flanschwerkstoff und der Schweißnaht festgestellt werden.

Zum Vergleich wurde auch hier eine Bemessungs-Wöhlerlinien nach dem Eurocode 9 [EC9_98] für Aluminiumschweißverbindungen gegenüber gestellt. Bezogen auf die Nennspannungsamplitude ergibt sich auch für diese Probenform eine ungefähr um den Faktor 2 höhere ertragbare Spannung.

9.1.2

Torsion

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Rohr-Verbindungen** unter Torsionsbelastung sind in Bild 9.7 abgebildet. Es konnten unter reiner Torsionsbelastung nur wenige aussagekräftige Versuchsergebnisse erzielt werden, weil es infolge der geringen Spannungsüberhöhung an der Schweißnaht ($K_{tt} = 1,21$), der guten Schweißnahtqualität und den ungünstigen Spannungsbedingungen des Rohres zu Brüchen an der Einspannung kam. In drei Fällen ging der Bruch der Probe von Rissen im Grundmaterial des Rohres aus. Aufgrund der begrenzten Anzahl von Proben und den oben genannten Problemen wurde auf weitere Versuche unter reiner Torsion verzichtet. Am Abknickpunkt der Wöhlerlinie bei $N = 5 \cdot 10^6$ ergibt sich eine ertragbare Nennschubspannungsamplitude von $T_a = 36$ MPa.

Zum Vergleich wurde hier ebenfalls eine Bemessungs-Wöhlerlinie nach dem Eurocode 9 [EC9_98] für Aluminiumschweißverbindungen unter Schubbeanspruchung eingetragen. Die Versuchsergebnisse zeigen auch hier einen deutlichen Abstand, ungefähr um den Faktor 1,7.

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Flansch-Verbindungen** sind in Bild 9.8 zusammengefasst. Mit $T_a = 34$ MPa ist die ertragbare Nennspannungsamplitude am Abknickpunkt der Wöhlerlinie bei $N = 5 \cdot 10^6$ geringfügig niedriger gegenüber den Rohr-Rohr-Proben. Alle Versuchsergebnisse mit Brüchen am Übergang Rohr-Schweißnaht liegen im Streuband. Der Abstand von der Wöhlerlinie nach dem Eurocode ist ähnlich wie für die Rohr-Rohr-Verbindung.

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG, 3 Lagen
Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Rohr Probe
Torsion
 $R = -1$
Einstufenversuch

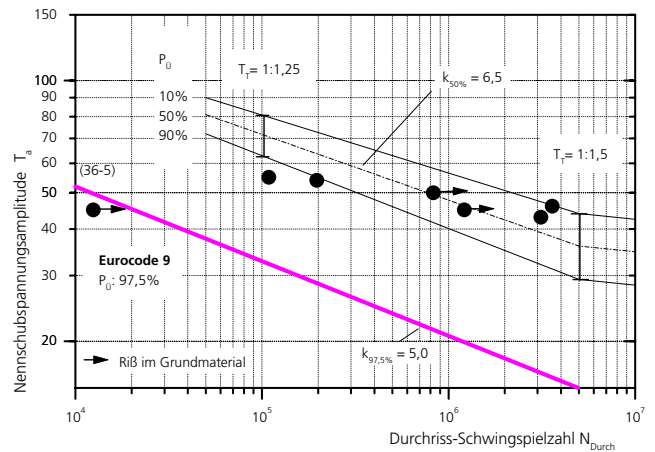


Bild 9.7: Wöhlerversuche mit Rohr-Rohr-Proben unter Torsion

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Flansch Probe
Torsion
 $R = -1$
Einstufenversuch

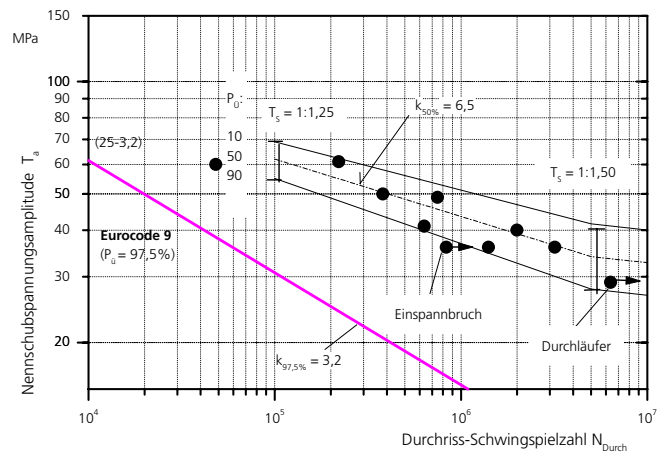


Bild 9.8: Wöhlerversuche mit Rohr-Flansch-Proben unter Torsion

9.1.3

Biegung und Torsion ohne und mit Phasenverschiebung

Bild 9.9 zeigt die Versuchsergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Rohr-Verbindungen** unter phasengleicher ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschobener ($\delta = 90^\circ$) Belastung durch Torsion und Biegung. Wie das Bild 9.9 zeigt, lassen sich die Versuchspunkte gut mit einem gemeinsamen Streuband abdecken; die Versuchsergebnisse zeigen keinen Einfluss der

phasenverschobenen Belastung auf die Lebensdauer der Schweißverbindung. Am Abknickpunkt der Wöhlerlinie bei $N = 5 \cdot 10^6$ ergibt sich eine ertragbare Nennbiegespannungsamplitude von $S_a = 44$ MPa und über das eingestellte Verhältnis $T_a/S_a = 0,58$ eine ertragbare Nennschubspannungsamplitude von $T_a = 25$ MPa.

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche unter kombinierter Belastung für die geschweißten **Rohr-Flansch-Verbindungen** sind in Bild 9.10 zusammengefasst. Auch für diese Versuchsreihen lassen sich die Versuchspunkte gut mit einem gemeinsamen Streuband abdecken, die Versuchsergebnisse zeigen keinen Einfluss der phasenverschobenen Belastung auf die Lebensdauer der Schweißverbindung und alle Versuchspunkte liegen innerhalb dieses gemeinsamen Streubandes.

Bezogen auf die ertragbare Nennbiegespannungsamplitude bei $N = 5 \cdot 10^6$ lässt sich $S_a = 25$ MPa mit $T_a = 15$ MPa angeben.

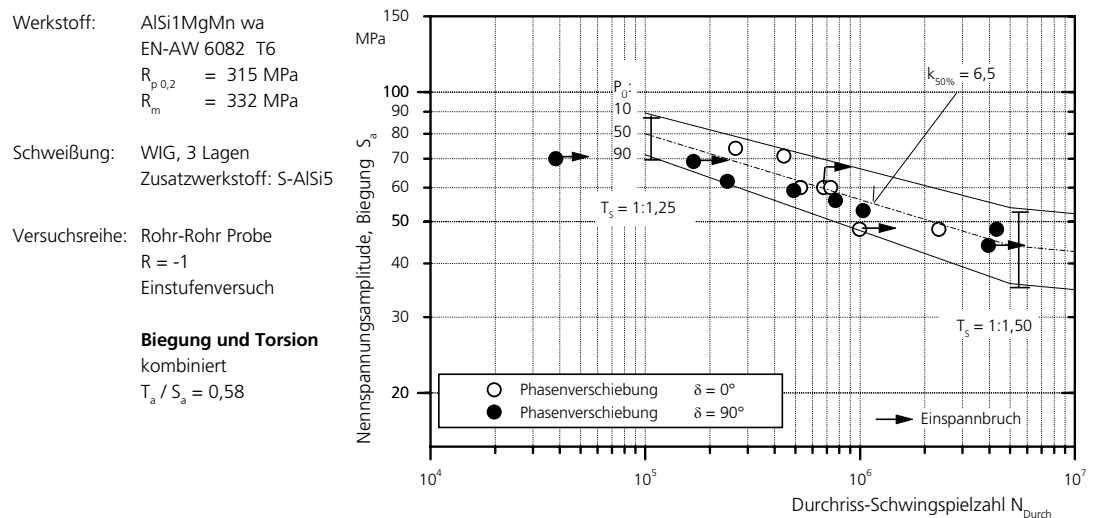


Bild 9.9: Wöhlerversuche mit Rohr-Rohr-Proben unter kombinierter Biegung und Torsion, phasengleich ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschoben ($\delta = 90^\circ$)

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Flansch Probe
 $R = -1$
 Einstufenversuch

Biegung und Torsion
 kombiniert
 $T_a/S_a = 0,58$

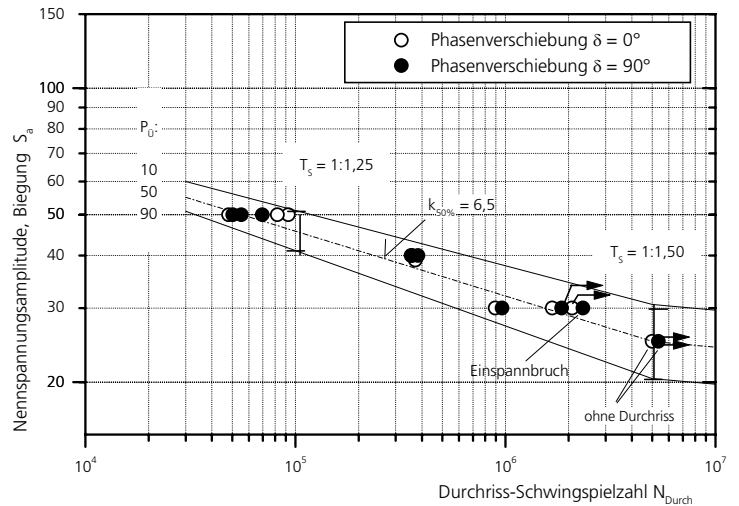


Bild 9.10: Wöhlerversuche mit Rohr-Flansch-Proben unter kombinierter Biegung und Torsion, phasengleich ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschoben ($\delta = 90^\circ$)

9.1.4

Rohr-Flansch-Verbindungen ohne Decklage

Wie im Abschnitt 5.3 erwähnt, wurde bei einigen der Rohr-Flansch-Verbindungen auf die WIG-Decklage verzichtet, um den Einfluss der Schweißnahtgeometrie (in diesem Fall eine höhere Formzahl) auf das Festigkeitsverhalten zu untersuchen. Stichprobenartig wurden Versuche unter kombinierter Belastung durchgeführt. Bild 9.11 zeigt die Ergebnisse im Vergleich zu dem Streuband der entsprechenden Ergebnisse an Proben mit Decklage. Die Versuchsergebnisse liegen im gleichen Streuband, wobei die Versuche mit phasenverschobener Belastung auf der 90%-Linie zu liegen kommen und die Versuche mit phasengleicher Belastung eine Tendenz zu längerer Lebensdauer bis zum Durchbruch zeigen. Für eine verallgemeinerte Aussage ist die Anzahl der vier durchgeführten Versuche allerdings zu gering.

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: **Rohr-Flansch Probe**
 (ohne Decklage)
 $R = -1$
 Einstufenversuch
 Biegung und Torsion
 kombiniert
 $T_a/S_a = 0,58$

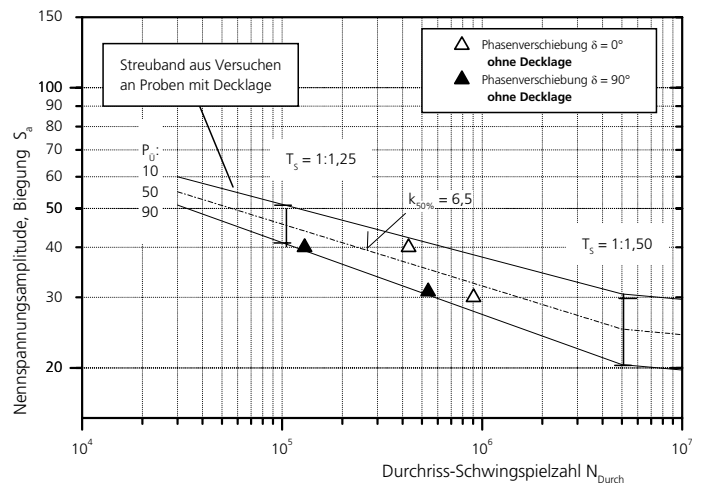


Bild 9.11: Wöhlerversuche mit Rohr-Flansch-Proben ohne Decklage unter kombinierter Biegung und Torsion, phasengleich ($\varphi = 0^\circ$) und phasenverschoben ($\varphi = 90^\circ$)

Im Gegensatz zur Bruchlage an Proben mit Decklage tritt hier das Versagen ausgehend von der Übergangsstelle der beiden oberen Schweißlagen auf, wie auf Bild C6 rechts (Anhang C) zu sehen ist.

9.2

Gassnerversuche an Rohr-Flansch-Verbindungen

Die Ergebnisse der Gassnerversuche werden mit dem Kollektivhöchstwert über der Durchriss-Schwingspielzahl dargestellt. Die Teilfolge wird bis zum Versuchsende dabei mindestens viermal durchlaufen. Aufgrund von Schwierigkeiten, das gegenüber einstufiger Belastung höhere maximale Torsionsmoment rohrseitig reibschlüssig (Klemmverbindung) auf die Probe zu übertragen, konnten Versuche unter reiner Torsionsbelastung nicht durchgeführt werden.

9.2.1

Biegung

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Flansch-Verbindungen** unter Belastung mit variablen Amplituden sind in Bild 9.12 zusammengefasst. Die Darstellung enthält zum direkten Vergleich ebenfalls die Ergebnisse für Einstufenbelastung. Mit $\bar{S}_A = 69 \text{ MPa}$ ist die ertragbare Nennspannungsamplitude bei Belastungen mit einer variablen Amplituden bei $N = 5 \cdot 10^6$ um den Faktor 1,86 größer als unter Einstufenbelastung.

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Flansch Probe
EFB
 $R = -1$
 Biegung

● Einstufenversuche
 ○ Gassnerversuche
 (Gauss 5E4)

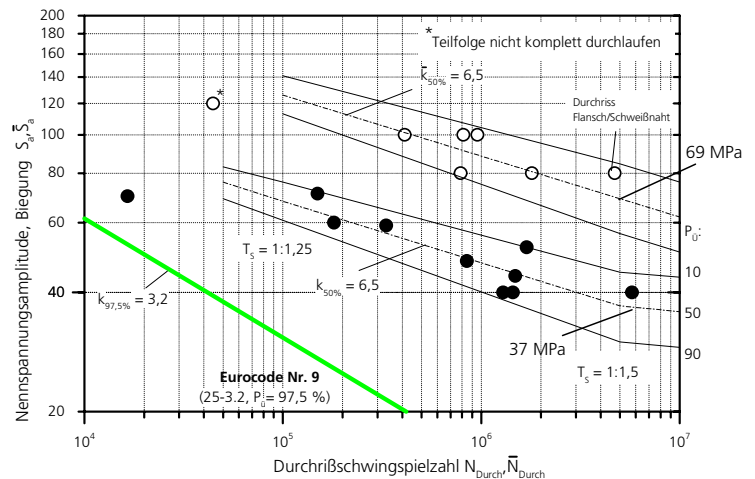


Bild 9.12: Gassnerversuche mit Rohr-Flansch-Proben unter Biegung

9.2.2

Biegung und Torsion ohne und mit Phasenverschiebung

Bild 9.13 zeigt die Versuchsergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten **Rohr-Flansch-Verbindungen** unter phasengleicher ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschobener ($\delta = 90^\circ$) Belastung durch Torsion und Biegung. Wie das Diagramm zeigt, lassen sich die Versuchspunkte gut mit einem gemeinsamen Streuband abdecken; die Versuchsergebnisse zeigen im untersuchten Bereich keinen signifikanten Einfluss der phasenverschobenen Belastung auf die Lebensdauer der Schweißverbindung. Bei $N = 5 \cdot 10^6$ ergibt sich eine ertragbare Nennbiegespannungsamplitude von $\bar{S}_A = 55 \text{ MPa}$ (mit $\bar{T}_A = 32 \text{ MPa}$).

Die ertragbaren Beanspruchungen unter Einstufenbelastung können somit unter Voraussetzung einer Gauss-ähnlichen zufallsartigen Belastung um den Faktor 2,2 überschritten werden.

Werkstoff: AlSi1MgMn wa
 EN-AW 6082 T6
 $R_{p0,2} = 315 \text{ MPa}$
 $R_m = 332 \text{ MPa}$

Schweißung: WIG
 Zusatzwerkstoff: S-AlSi5

Versuchsreihe: Rohr-Flansch Probe
 $R = -1$

Biegung und Torsion
 kombiniert
 $T_s/S_a = 0,58$

| Wöhler | Gassner | |
|--------|---------|---------------------|
| ○ | □ | $\delta = 0^\circ$ |
| ● | ■ | $\delta = 90^\circ$ |

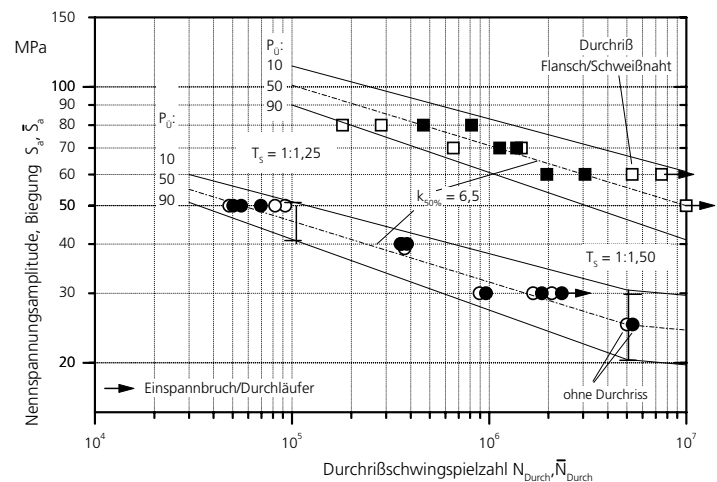


Bild 9.13: Gassnerversuche mit Rohr-Flansch-Proben unter kombinierter Biegung und Torsion, phasengleich ($\delta = 0^\circ$) und phasenverschoben ($\delta = 90^\circ$)

10 Schadensakkumulation

Die Notwendigkeit zur Durchführung von Versuchen mit veränderlicher Amplituden, so genannten Gassnerversuchen, ergibt sich aus der Erkenntnis, dass der Schädigungsmechanismus oder -fortschritt bei einer betriebsähnlichen Beanspruchung anders ablaufen kann als bei Beanspruchung unter Einstufenbelastung.

Zur Überprüfung von Schadensakkumulationshypothesen bzw. zur Anwendung der relativen Lebensdauerabschätzung wird eine so genannte tatsächliche Schadenssumme ermittelt.

Die Lebensdauer von Schweißverbindungen wird überwiegend mit der Palmgren-Miner Regel $\sum(n/N)_i \leq D = 1$ abgeschätzt [Mine45, Palm24]. Nach Haibach [Haib89] wird die Wöhlerkurve für die Schadensakkumulationsberechnung bei Stahlschweißverbindungen nach dem Abknickpunkt $N > 2 \cdot 10^6$ mit der Neigung $k' = 2k - 1$ fortgesetzt. In den

meisten Regelwerken, z. B. [EC3_84, EC9_98] wird als zulässige Schadenssumme $D = 1$ vorgeschrieben. Verschiedene neuere Untersuchungen mit einachsiger Belastung lassen $D = 0,3$ bis $0,5$ zutreffender erscheinen [Sons93, Sons94a]. Dieser Wert liegt nicht fern vom Mittelwert $D = 0,45$ für Stahlschweißverbindungen aus einer statistischen Auswertung von Versuchsreihen mit Zufallslastenversuchen unter einachsiger Belastung [Euli94], siehe Bild 10.1.

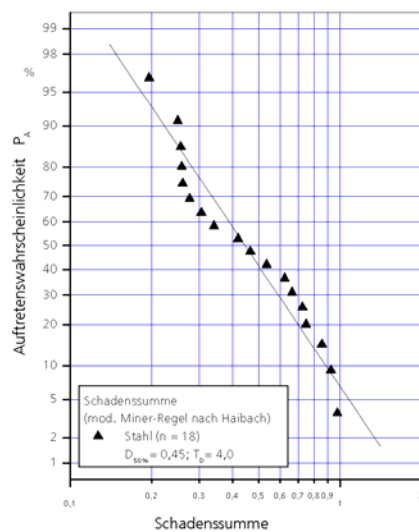


Bild 10.1: Verteilung der tatsächlichen Schadenssummen für Stahlschweißverbindungen [Euli94]

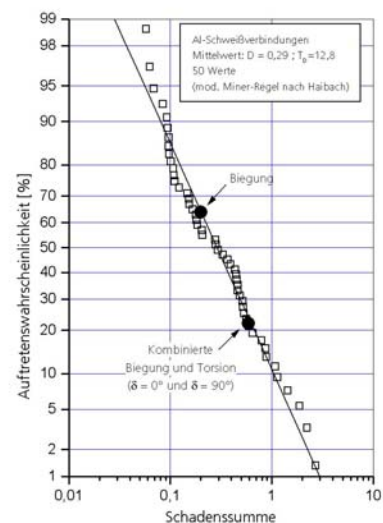


Bild 10.2: Verteilung der tatsächlichen Schadenssummen für Aluminium-Schweißverbindungen [Euli94]

Die vorliegenden tatsächlichen Schadenssummen wurden nach der linearen Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren-Miner¹ mit den Daten aus den Einstufenversuchen der entsprechenden Versuchsreihe berechnet. Hierzu wird die Teilfolge in 16 Stufen unterteilt und die Teilschädigung jedes Schwingspiels der Stufe berechnet. Bild 10.3 zeigt schematisch die Vorgehensweise zur Ermittlung der tatsächlichen Schadenssummen. Bei einachsiger Biegebelastung errechnet sich eine tatsächliche Schadenssumme $D_{\text{tat}} = 0,20$. Die tatsächliche Schadenssumme für die kombinierte, mehrachsige Beanspruchung liegt mit $D_{\text{tat}} = 0,59$ deutlich über

¹ mit $k' = 21,85$ (entspricht 10%/ Schwingfestigkeitsabfall pro Dekade) nach dem Abknickpunkt bei $N = 5 \cdot 10^6$.

dem Wert für einachsige Belastung. Mit der Einschränkung der unterschiedlichen Bewertung der Spannungsamplituden nach dem Abknickpunkt lassen sich für einen Vergleich Literaturwerte nach [Euli94] heranziehen. Beide Schadenssummen liegen innerhalb der Streuspanne, wobei die Schadenssumme für Planbiegung dem Mittelwert $D_{\text{tat}} = 0,29$ der oben genannten Auswertung sehr nahe kommt, siehe Bild 10.2.

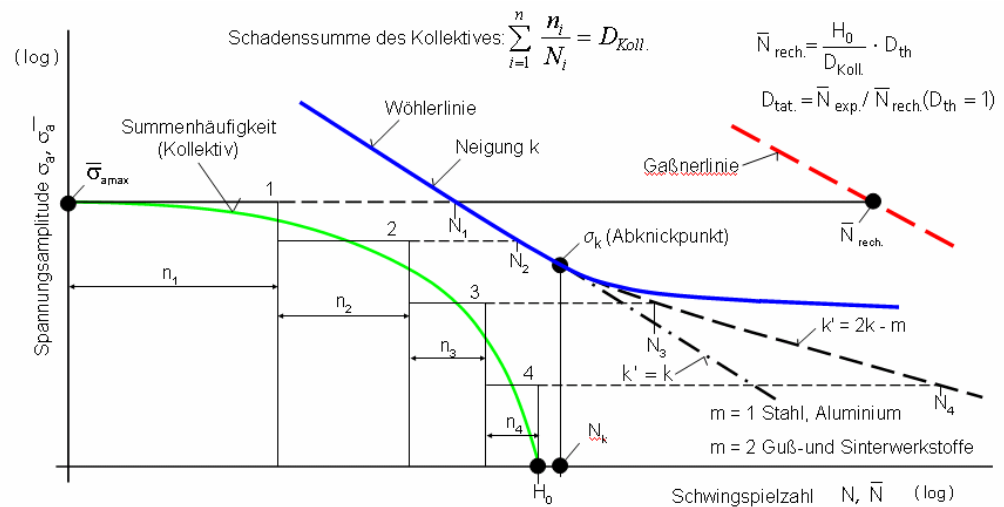


Bild 10.3: Schematische Darstellung der Schadensakkumulationsrechnung

11 Anwendung von energiebasierenden Festigkeitshypothesen

Energiebasierende Festigkeitshypothesen werden zunehmend angewendet bei Hypothesen zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens metallischer Werkstoffe unter zyklischer Belastung. In den letzten Jahren wurde dies auch mit Erfolg versprechendem Ergebnis für den mehrachsigen Beanspruchungsfall vorgestellt [Lago01].

Festigkeitshypothesen auf der Basis der Energiedichte können in drei Gruppen eingeteilt werden:

- Bildung eines Parameters auf Basis der elastischen Dehnungsanteile (HCF-Bereich),
- Bildung eines Parameters auf Basis der plastischen Dehnungsanteile (LCF-Bereich),
- Bildung eines Parameters auf Basis der elastischen und der plastischen Dehnungsanteile (Zeitfestigkeitsbereich).

Da sich diese Bereiche in Bezug auf die Lebensdauer nicht klar voneinander abgrenzen lassen, ist der Anwendungsbereich fließend.

Eine Übersicht über die Festigkeitshypothesen auf Basis der Energiedichte gibt [Mach99].

11.1

Beschreibung des einachsigen Spannungszustands

Im Folgenden werden die wesentlichen Schritte zur Beschreibung des einachsigen Spannungszustandes beschrieben. Die Energiedichte zu einem bestimmten Zeitpunkt kann beschrieben werden mit

$$W(t) = \frac{1}{2} \sigma(t) \varepsilon(t) . \quad (10)$$

Um Zug- und Druckbeanspruchung während eines Schwingspiels zu unterscheiden, muss die Signum-Funktion als $\text{sgn}[\varepsilon(t)]$ und $\text{sgn}[\sigma(t)]$ wie folgt eingeführt werden:

$$\begin{aligned} W(t) &= \frac{1}{4} \sigma(t) \varepsilon(t) \text{sgn}[\varepsilon(t)] + \frac{1}{4} \sigma(t) \varepsilon(t) \text{sgn}[\sigma(t)] = \\ &= \frac{1}{4} \sigma(t) \varepsilon(t) \{ \text{sgn}[\varepsilon(t)] + \text{sgn}[\sigma(t)] \} = \frac{1}{2} \sigma(t) \varepsilon(t) \frac{\text{sgn}[\varepsilon(t)] + \text{sgn}[\sigma(t)]}{2} . \end{aligned} \quad (11)$$

Mit folgenden Fällen

$$\text{sgn}(x, y) = \frac{\text{sgn}(x) + \text{sgn}(y)}{2} = \begin{cases} 1 & \text{für } \text{sgn}(x) = \text{sgn}(y) = 1 \\ 0 & \text{für } \text{sgn}(x) = -\text{sgn}(y) \\ -1 & \text{für } \text{sgn}(x) = \text{sgn}(y) = -1 \end{cases} \quad (12)$$

ergibt sich dann Gleichung (11) zu

$$W(t) = \frac{1}{2} \sigma(t) \varepsilon(t) \operatorname{sgn}[\sigma(t), \varepsilon(t)] . \quad (13)$$

Diese Gleichung beschreibt den positiven und den negativen Anteil der Energiedichte in einem Schwingenspiel und ermöglicht es, zu unterscheiden zwischen der Energie unter Zug- und Druckbelastung.

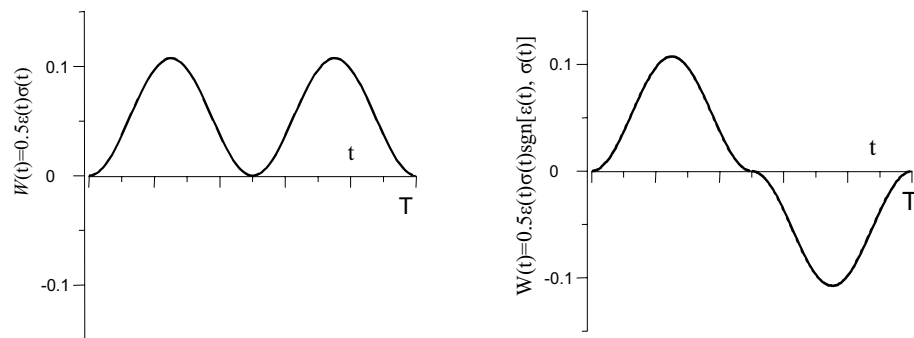


Bild 11.1: Zeitverlauf der Energie ohne (links) und mit (rechts) Berücksichtigung des Vorzeichens von Spannung und Dehnung

Die Gegenüberstellung auf Bild 11.1 zeigt den Zeitverlauf der Energie. Ohne Berücksichtigung der Vorzeichen von Spannung und Dehnung ergibt sich für den elastischen Fall eine Verdoppelung der Schwingspielzahl und Halbierung der Amplitude sowie eine von Null abweichende mittlere Energie, siehe linkes Bild. Die Berücksichtigung des Vorzeichenwechsels unter Druckbelastung ergibt die richtige Darstellung des Energiedichteverlaufs für ein Belastungs-Schwingspiel. Dies ist gültig für das Beanspruchungsverhältnis $R = -1$.

Für das Maximum von Spannung und Dehnung ergibt sich die Amplitude der Energie W_a zu

$$W_a = \frac{1}{2} \sigma_a \varepsilon_a . \quad (14)$$

Unter der Voraussetzung, dass die eingebrachte Energie der maßgebliche Parameter der Materialermüdung ist, kann im elastischen Bereich (HCF) die Beziehung $\sigma_a(N_f)$ umgeschrieben werden zu

$$W_a = \frac{\sigma_a^2}{2E} . \quad (15)$$

In ähnlicher Weise wird vorgegangen für $\varepsilon_a(N_f)$ zur Beschreibung der Energie nach der Gleichung nach Manson-Coffin

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (16)$$

Die Energie lässt sich dann beschreiben über

$$W_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{2E} (2N_f)^{2b} + 0.5 \varepsilon'_f \sigma'_f (2N_f)^{b+c} . \quad (17)$$

Und Gleichung (17) vereinfacht sich zu

$$W_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{2E} (2N_f)^{2b} , \quad (18)$$

Die sogenannte Dauerfestigkeit der Energiedichte lässt sich mit der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude σ_{af} beschreiben über

$$W_{af} = \frac{\sigma_{af}^2}{2E} . \quad (19)$$

unter der Voraussetzung einer rein elastische Beanspruchung.

11.2

Beschreibung des mehrachsigen Spannungszustands

Für die Anwendung der Energiedichte-Hypothesen auf mehrachsige Beanspruchungsfälle wird in Analogie zu spannungsbasierenden Festigkeitshypothesen der Ansatz auf Basis der kritischen Schnittebene gewählt. Hierbei wird unterschieden zwischen Hypothesen auf Basis der

- maximalen Normaldehnung,
- maximalen Scherung und
- Maximum aus Normaldehnung und Scherung

in der kritischen Schnittebene.

Der Ablauf kann wie folgt beschrieben werden:

1. Messung oder Berechnung der örtlichen Spannungs- und Dehnungskomponenten $\varepsilon_{ij}(t)$, $\sigma_{ij}(t)$, $(i,j = x, y, z)$.
2. Berechnung der Zeitverläufe $W_{\eta}(t)$ und $W_{\eta s}(t)$.
3. Bestimmung der kritischen Schnittebene und der Richtung der Einheitsvektoren $\bar{\eta}$ und \bar{s} .
4. Berechnung des Zeitverlaufs der Vergleichsenergiedichte.
5. Anwendung eines Zählverfahrens in der Schnittebene (Rainflowzählung).
6. Lebensdauerberechnung.

Das Ergebnis der Anwendung der verschiedenen Energiehypothesen auf die getesteten Rohr-Rohr-Proben und Rohr-Flansch-Proben ist auf den Bildern 11.1 bis 11.4 dargestellt. Verglichen werden hier die berechneten Vergleichsspannungsamplituden mit der Vergleichsspannung aus der Versuchsreihe unter reiner Biegebelastung. Die Auswertungen zeigen, dass kein Ansatz ein zutreffendes Ergebnis für alle untersuchten Belastungskombinationen und Probengeometrien liefert.

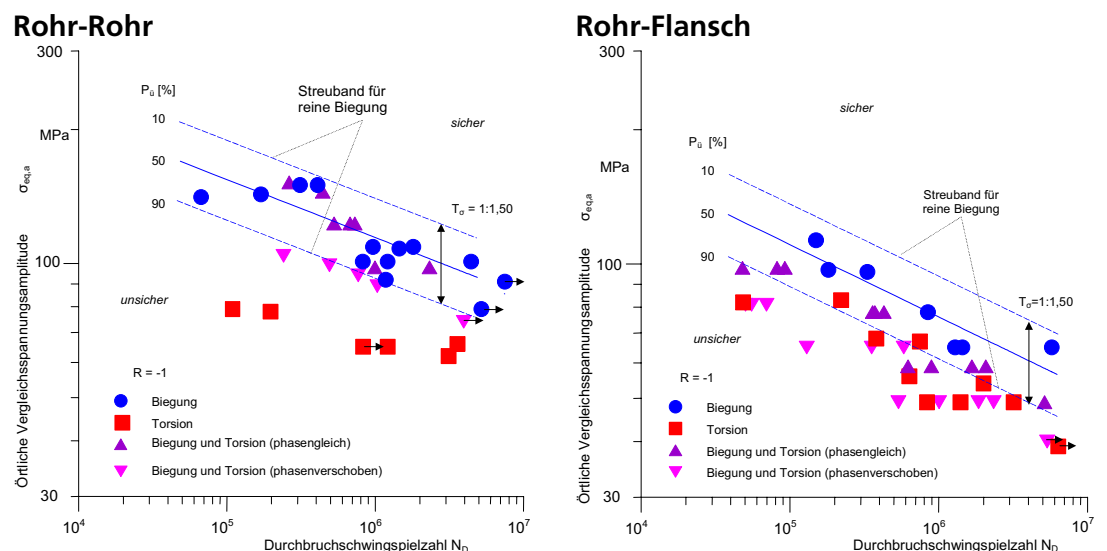
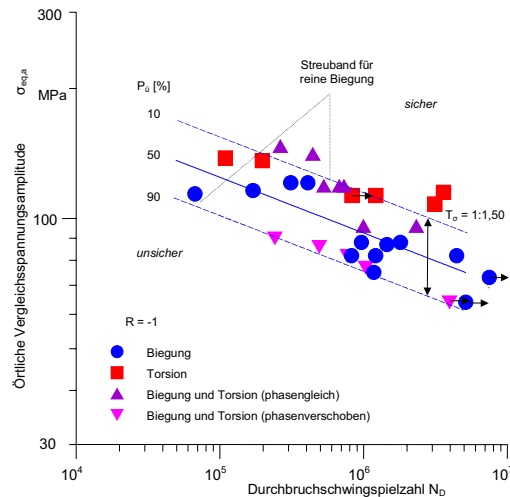


Bild 11.2: Vergleich der örtl. Vergleichsspannungsamplituden auf Basis Energiedichte der Normaldehnung

Rohr-Rohr



Rohr-Flansch

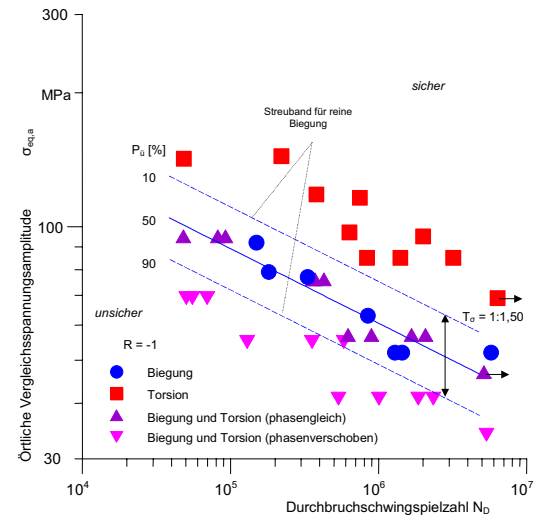
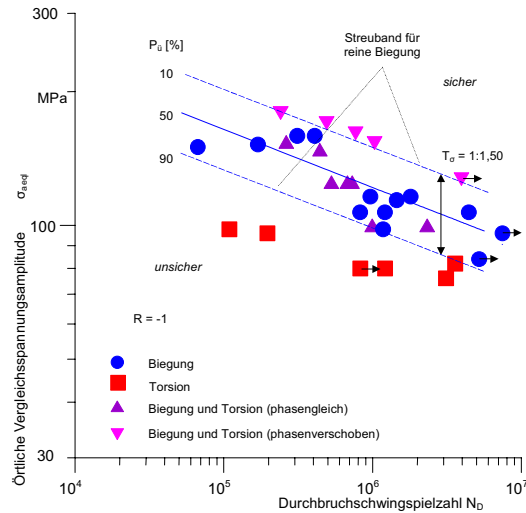


Bild 11.3: Vergleich der örtl. Vergleichsspannungsamplituden auf Basis Energiedichte der Scherung

Rohr-Rohr



Rohr-Flansch

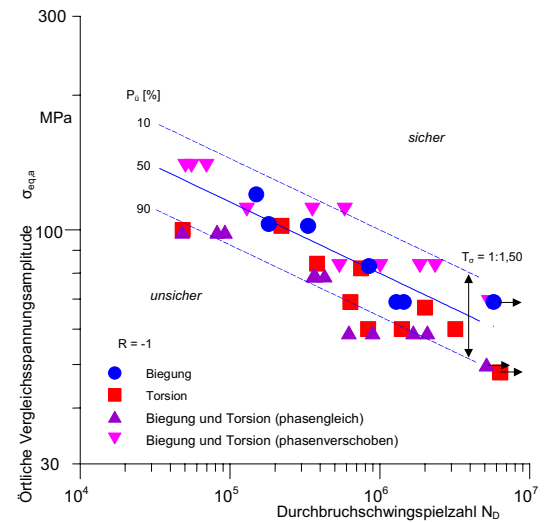


Bild 11.4: Vergleich der örtl. Vergleichsspannungsamplituden auf Basis der Kombination aus Normaldehnung und Scherung

Für die Rohr-Rohr Proben (geringere Spannungskonzentration) liefert der Ansatz auf Basis der Scherung die besten Ergebnisse. Alle Versuchsergebnisse liegen im Streuband für reine Biegung oder tendieren zur sicheren Seite, Bild 11.3.

Für die Rohr-Flansch-Proben (höhere Spannungskonzentration) liefert die Kombination aus Normaldehnung und Scherung in der Schnittebene die beste Übereinstimmung mit dem Streuband unter reiner Biegung, Bild 11.4. Nur wenige Ergebnisse liegen knapp unter dem Streuband auf der unsicheren Seite.

Zusammenfassend bleibt festzustellen, dass der Ansatz auf Basis der

- Normaldehnung zu einer Lebensdauerminderung bei phasenverschobener Beanspruchung ($\delta = 90^\circ$),
- Scherung zu einer Lebensdauerminderung bei phasenverschobener Beanspruchung ($\delta = 90^\circ$) und eine
- Kombination aus Scherung und Normaldehnung bei phasenverschobener Beanspruchung ($\delta = 90^\circ$) im Vergleich zu phasengleicher Beanspruchung zu einer Lebensdauerverlängerung führt.

Das neutrale Verhalten gegenüber drehenden Hauptspannungsrichtungen, wie es experimentell festgestellt werden kann, wird von keinem Ansatz auf Basis der Energiedichte zutreffend wiedergegeben.

Der Einfluss einer Mittelspannung muss bei der Anwendung auf die hier untersuchten Beanspruchungsfälle aufgrund der rein wechselnden Belastung zwar nicht bewertet werden, dennoch bleibt festzustellen, dass die energiebasierenden Verfahren eine Mittelspannung in der Bewertung nicht berücksichtigen können.

Als Festigkeitshypothese zur Beschreibung des Verhaltens von Aluminiumschweißverbindungen unter zyklischer mehrachsiger Beanspruchung, vor allem zur Abbildung des Verhaltens bei drehender Hauptspannungsrichtung, scheinen die hier untersuchten Energiehypothesen weniger geeignet [Lago04].

12 Entwicklung einer Hypothese zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens

12.1 Grenzen konventioneller Hypothesen bei mehrachsiger Beanspruchung

Die am häufigsten angewendeten und den Regelwerken zugrunde liegenden Festigkeitshypothesen sind die Schubspannungshypothese nach Tresca (SH), die Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises (GEH) und die Normalspannungshypothese (NH). Diese Festigkeitshypothesen wurden zunächst für mehrachsige statische Beanspruchungsfälle entwickelt und wurden dann auf Festigkeitshypothesen zur Beschreibung des Ermüdungsverhalten bei zyklischer Belastung übertragen. Für den zweiachsigen Spannungsfall (in den meisten Fällen liegen die höchstbeanspruchten Stellen an der Bauteiloberfläche) werden die Vergleichsspannungen σ_v auf Basis der Koordinatenspannungen nach folgenden Beziehungen berechnet [Issl95]:

$$\sigma_{v,SH} = \sqrt{(\sigma_x + \sigma_y)^2 + 4 \tau_{xy}^2} \quad (20)$$

$$\sigma_{v,GEH} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3 \tau_{xy}^2} \quad (21)$$

$$\sigma_{v,NH} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}^2 + 3 \tau_{xy}^2} \quad (22)$$

Abhängig von der Werkstoffduktilität, siehe Bild 12.1, lässt sich mit diesen Hypothesen für proportionale Beanspruchungen ein mehrachsiger Spannungszustand auf den einachsigen Spannungsfall zurückführen.

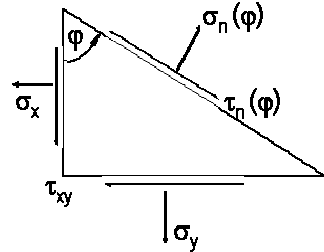
| Schnittebenenspannungen | Zähigkeitsabhängiger Schadensmechanismus | Rechenalgorithmus |
|---|---|---|
|  $\sigma_n(\varphi) = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \cos 2\varphi + \tau_{xy} \cdot \sin 2\varphi$ $\tau_n(\varphi) = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\varphi - \tau_{xy} \cdot \cos 2\varphi$ | <ul style="list-style-type: none"> • $\sigma_n(\varphi)$ für spröde Werkstoffe (Aluminiumguss, Gusseisen, Sinterstähle) • Kombination aus $\sigma_n(\varphi)$ und $\tau_n(\varphi)$ für semi-duktilen Werkstoffe (Aluminiumknetlegierung, Stahlguss) • $\tau_n(\varphi)$ für duktilen Werkstoffe (z.B. Baustähle) | <ul style="list-style-type: none"> • Maximale Normalspannung in der kritischen Schnittebene • Spannung als Kombination aus Normal- und Schubspannung in der kritischen Schnittebene • Integraler Wert aus der Schubspannung über alle Schnittebenen |

Bild 12.1: Zähigkeitsabhängiger Schadensmechanismus in der kritischen Schnittebene

Im Falle einer phasenverschobenen Beanspruchung ergeben sich für die drei Hypothesen in jedem Fall kleinere Vergleichsspannungsamplituden als bei Phasengleichheit, da die Maxima der Beanspruchungskomponenten nicht zeitgleich auftreten und sich somit die Vergleichsspannung verringert. Durch die Gegenüberstellung von der so berechneten Vergleichsspannung und einer Wöhlerlinie für einachsige Beanspruchung wird also stets eine größere Lebensdauer ermittelt als bei phasengleicher Beanspruchung. Angewendet auf den in der vorliegenden Arbeit experimentell untersuchten mehrachsigen Beanspruchungsfall mit phasenverschobener Biegung und Torsion wird die Lebensdauer der Rohr-Flansch-Schweißverbindungen um den Faktor 12,5 überschätzt, wie Bild 12.2 veranschaulicht. Ähnliche Werte ergeben sich für die Rohr-Rohr-Verbindung.

Das lebensdauerneutrale Verhalten der Aluminiumschweißverbindungen, wie es die experimentellen Ergebnisse in den Abschnitten 9.1.3 und 9.2.2 zeigen, kann von keiner der oben angeführten Hypothesen richtig wieder gegeben werden, unabhängig davon, ob die Berechnungen auf der Basis von Nenn-, Struktur- oder örtlichen Spannungen erfolgen.

Hieraus ergibt sich die Frage, wie Regelwerke mit diesen bekannten Defiziten der Festigkeitshypothesen umgehen.

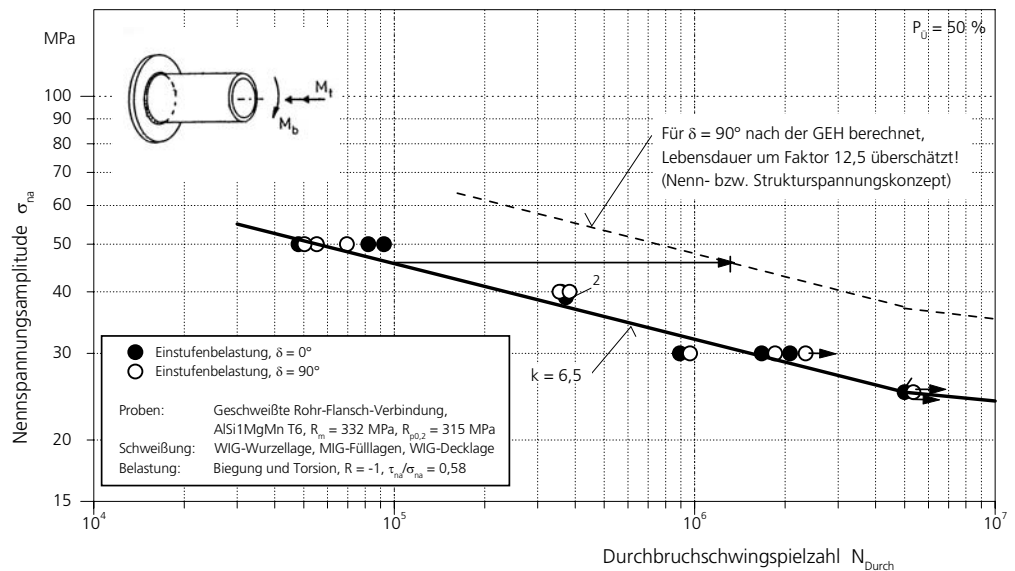


Bild 12.2: Vergleich zwischen experimenteller und nach GEH berechneter Lebensdauer (Rohr-Flansch-Probe bei phasenverschobener mehrachsiger Beanspruchung)

12.2

Bemessung von Schweißverbindungen bei mehrachsiger Beanspruchung nach Regelwerken

In Regelwerken zur Auslegung von Schweißverbindungen [EC9_98; EC3_03; Hobb05; Hobb06] wird der mehrachsige Beanspruchungszustand ausgehend von Nennspannungen behandelt; örtliche Spannungen bleiben unberücksichtigt.

Im Eurocode 3, Eurocode 9 sowie neueren Versionen der IIW-Empfehlungen [Hobb05, Hobb06, Sons05b] wird eine Interaktionsformel nach Gleichung (23) angegeben:

$$\left(\frac{\Delta \sigma_{eq,nom}}{\Delta \sigma_c} \right)^{k_\sigma} + \left(\frac{\Delta \tau_{eq,nom}}{\Delta \tau_c} \right)^{k_\tau} \leq D'. \quad (23)$$

Für eine einstufige mehrachsige Belastung werden die einzelnen Quotienten aus den zulässigen Nennspannungsschwingbreiten $\Delta \sigma_c$ für Axialbelastung oder Biegung bzw. $\Delta \tau_c$ für Torsion bei einer gegebenen oder gesuchten Schwingspielzahl N (Wöhlerlinien für die einzelnen FAT-Klassen) ermittelt, wobei $\Delta \sigma_{eq,nom}$ bzw. $\Delta \tau_{eq,nom}$ die jeweiligen Nennspannungskomponenten des mehrachsigen Spannungszustands beschreiben.

Hierbei wird im Eurocode in Anlehnung an die Neigung der unter einachsiger Belastung ermittelten Wöhlerlinien für Axial- bzw. Biegebeanspruchung $k_\sigma = 3$ und für Schubbeanspruchung $k_\tau = 5$ angegeben. In einer neueren Empfehlung der IIW-Richtlinie [Sons05b; Hobb06] wird eine vereinfachte Form der Interaktionsformel (23) nach der Gough-Pollard-Beziehung [Goug35] mit den Exponenten $k_\sigma = k_\tau = 2$ vorgeschlagen, die auf die von Mises-Beziehung für kombinierte Normal- und Schubspannung zurückführbar ist [Sons05b].

Der Eurocode 9 [EC9_98] lässt, unabhängig von einer Veränderung der Hauptspannungsrichtung, den Wert 1,0 zu. Nach der neueren IIW-Empfehlung soll die Addition zur Schadenssumme D' bei konstanter Hauptspannungsrichtung ebenso kleiner oder gleich 1,0 sein. Diese so genannte Schadenssumme D' ist jedoch nicht zu verwechseln mit der Schadenssumme aus einer Schadensakkumulationsrechnung (Summation von Schwingspielanteilen) bei variablen Beanspruchungsamplituden.

Die Interaktionsformel (23) wurde mit den verschiedenen Exponenten auf die untersuchten Aluminiumschweißverbindungen angewendet und die Beanspruchbarkeiten für $D' = 1$ berechnet.

Im Einzelnen wurden folgende Varianten gegenüber gestellt:

1. Experimentell ermittelte Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung (phasengleich und phasenverschoben mit $T_a/S_a = 0,58$).
2. Rechnerisch ermittelte Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung auf Basis der experimentell ermittelten Wöhlerlinien mit diesen Proben bei einachsiger Beanspruchung mit der Interaktionsformel nach (23) mit $k_\sigma=3$ und $k_\tau=5$ nach [EC3_03].
3. Rechnerisch ermittelte Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung auf Basis der experimentell ermittelten Wöhlerlinien bei einachsiger Beanspruchung mit der Interaktionsformel nach (23) mit $k_\sigma=k_\tau=2$ nach [Sons05b].
4. Rechnerisch ermittelte Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung auf Basis von Bemessungswöhlerlinien nach [Hobb05, Hobb06] bei einachsiger Beanspruchung mit der Interaktionsformel nach (23) mit $k_\sigma=3$ und $k_\tau=5$ nach [EC3_03].
5. Rechnerisch ermittelte Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung auf Basis von Bemessungswöhlerlinien nach [Hobb05, Hobb06] bei einachsiger Beanspruchung mit der Interaktionsformel nach (23) mit $k_\sigma=k_\tau=2$ nach der Empfehlung in [Sons05b].

Alle Werte sind angegeben in Nennspannungsamplituden bei $N = 2 \cdot 10^6$ für eine Überlebenswahrscheinlichkeit $P_u = 97,7 \%$.

Der Vergleich der experimentellen Ergebnisse für kombinierte Beanspruchung mit den Berechnungen nach der Interaktionsbeziehung auf Basis der experimentellen Ergebnisse unter einachsiger Belastung ergibt für die Rohr-Rohr-Verbindung 20% ($k_\sigma = 3$, $k_\tau = 5$) bis 25% ($k_\sigma = k_\tau = 2$) höhere experimentell ertragbare Spannungen. Für die Rohr-Flansch-Verbindung stimmt die experimentell ertragbare Spannung mit der Berechnung mit $k_\sigma = k_\tau = 2$ gut überein bzw. ist 19% ($k_\sigma = 3$, $k_\tau = 5$) niedriger als es die Berechnungen erwarten lassen, siehe Bild 12.3 und 12.4.

Zusammenfassend ergeben die Rechnungen nach der Gough-Pollard-Beziehung mit den Exponenten $k_\sigma = k_\tau = 2$ also eine bessere Übereinstimmung mit dem experimentell zu beobachtenden Verhalten bei den Rohr-Rohr-Verbindungen beziehungsweise konservative Berechnungsergebnisse für die Rohr-Flansch-Verbindungen.

Dies unterstützt die Empfehlung, statt den Exponenten $k_\sigma = 3$ für den Normalspannungsanteil und $k_\tau = 5$ für den Schubspannungsanteil für die rechnerische Ermittlung der Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung die Exponenten $k_\sigma = k_\tau = 2$ zu wählen. Dies entspricht auch der vereinfachten Hypothese nach von Mises, wie in [Sons05b] erläutert.

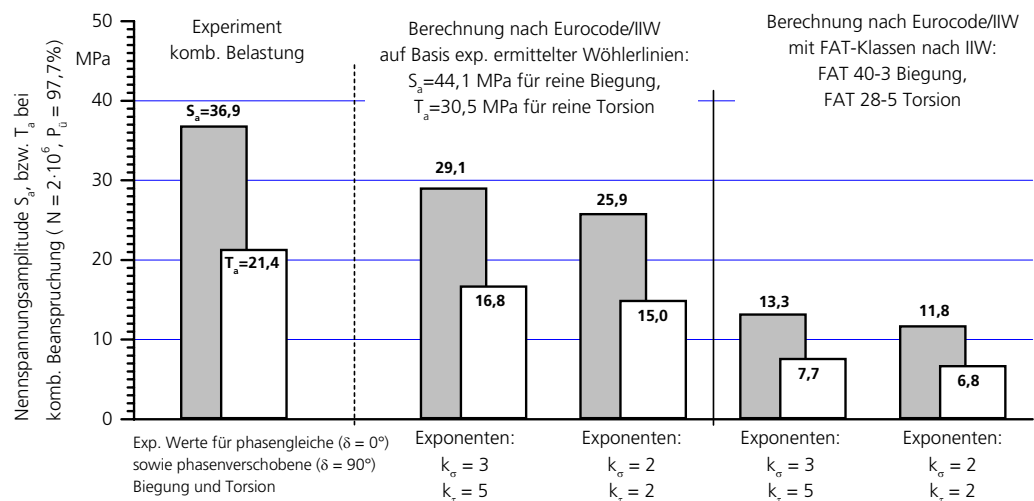


Bild 12.3: Rohr-Rohr-Verbindung: Berechnung der Beanspruchbarkeit anhand der Interaktionsbeziehung nach (23) mit verschiedenen Exponenten und Vergleich zum experimentellen Ergebnis ($N = 2 \cdot 10^6$, $P_u = 97,7\%$)

Für die Berechnung auf Basis von Bemessungswöhlerlinien wurden die FAT-Klassen FAT 40-3 für die Biegespannungskomponente und FAT 28-3 für die Schubspannungskomponente zugrunde gelegt.

Die Unterschiede zwischen den Berechnungen mit den Exponenten $k_\sigma = 3$ und $k_\tau = 5$ nach [EC3_03] und den Berechnungen mit den Exponenten $k_\sigma = k_\tau = 2$ nach [Sons05b; Hobb06] sind gering, siehe Bild 12.3 und 12.4. Aus diesem Grund wird die einfachere und physikalisch begründete Vorgehensweise mit $k_\sigma = k_\tau = 2$ empfohlen.

Die nach der Interaktionsformel für den o.g. Lastfall berechneten Beanspruchbarkeiten liegen aufgrund der konservativen zulässigen Beanspruchungen des IIW-Regelwerkes für diese Kerbfälle auf einem deutlich niedrigeren Niveau und es werden mit dieser Vorgehensweise im Vergleich zur experimentell ermittelten Beanspruchbarkeit unter mehrachsiger Beanspruchung Ergebnisse auf der zu sicheren Seite berechnet. Allerdings sind diese Reserven zum Abdecken von bisher nicht untersuchten bzw. bekannten Fällen der Mehrachsigkeit beizubehalten.

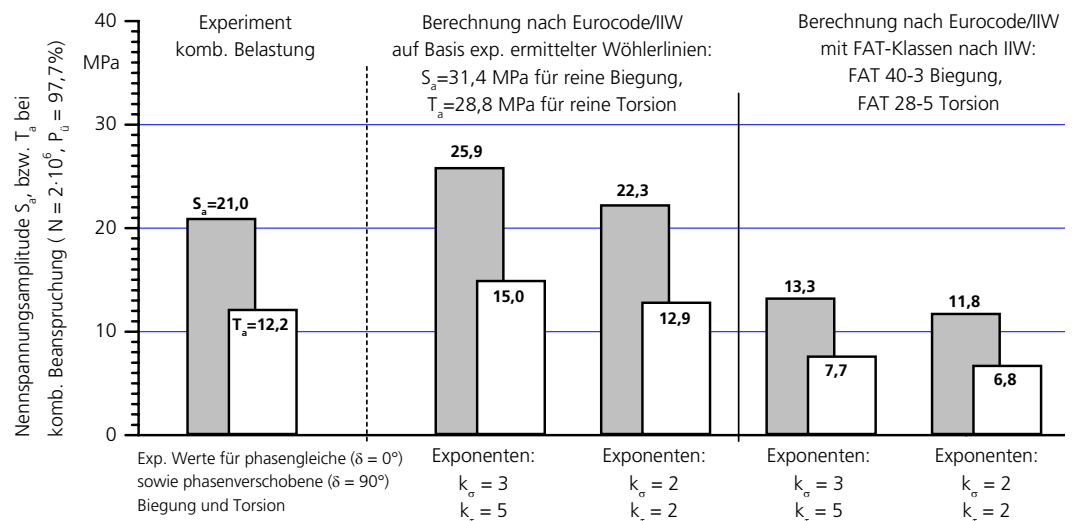


Bild 12.4: Rohr-Flansch-Verbindung: Berechnung der Beanspruchbarkeit anhand der Interaktionsbeziehung nach (23) mit verschiedenen Exponenten und Vergleich zum experimentellen Ergebnis ($N = 2 \cdot 10^6$, $P_u = 97,7\%$)

Die Abhängigkeit des zulässigen Wertes für D' von der Änderung der Hauptspannungsrichtung entfällt für Aluminiumschweißverbindungen aufgrund der hier vorliegenden Versuchsergebnisse, die in die Empfehlung nach [Sons05b] eingeflossen sind, und es wird einheitlich ein Wert von $D' = 1,0$ vorgeschlagen. (Da bei Schweißverbindungen aus Stahl eine Veränderung von Hauptspannungsrichtungen eine deutliche Minderung der Lebensdauer beziehungsweise der Beanspruchbarkeit bewirkt, wird für diesen Fall $D' = 0,5$ empfohlen [Sons05b; Hobb06].)

12.3

Die Hypothese KoNoS

Da das neutrale Lebensdauerverhalten der Aluminiumschweißverbindungen bei konstanten Hauptspannungsrichtungen gegenüber drehenden Hauptspannungsrichtungen mit keiner der bekannten konventionellen Hypothesen, wie GEH, SH oder NH, oder mit neueren Ansätzen auf Basis der Energiedichte richtig wiedergegeben werden kann, wurde die Hypothese der kombinierten Normal- und Schubspannung (KoNoS) entwickelt. Die Hypothese geht davon aus, dass das Versagen von semi-duktilen Werkstoffen [Simb75], wie den vorliegenden Aluminiumschweißverbindungen, bei mehrachsigen Spannungszuständen durch eine Kombination von Normal- und Schubspannungen in der kritischen Schnittebene ausgelöst wird, Bild 12.1.

Um die Schnittebene mit der größten Werkstoffschädigung infolge der zyklischen Beanspruchung zu ermitteln, wird in den einzelnen Schnittebenen des Oberflächenelements ein Schadensparameter S in Abhängigkeit von der Phasenverschiebung gebildet.

Die Kombination der Normal- und Schubspannung erfolgt dabei nach einem der GEH ähnlichen Algorithmus:

$$S(\delta, \varphi) = \sqrt{\sigma_{n,a}^2(\delta, \varphi) + 3 \cdot \tau_{n,a}^2(\delta, \varphi)} \quad (24)$$

Der maximale Wert des Schadensparameters wird für den synchronen Beanspruchungsfall ($\delta = 0^\circ$) und für den Fall der Phasenverschiebung δ berechnet, wobei die Maximalwerte im allgemeinen Fall nicht in der gleichen Schnittebene φ auftreten.

Die maßgebende örtliche Vergleichsspannung ergibt sich dann aus der Vergleichsspannung für den phasengleichen Fall multipliziert mit dem Verhältnis dieser Schadensparameter:

$$\sigma_{v,a}(\delta) = \frac{S_{\max}(\delta, \varphi_1)}{S_{\max}(\delta = 0^\circ, \varphi_2)} \cdot \sigma_v(\delta = 0^\circ) \quad \text{mit} \quad (25)$$

$$\sigma_{v,a}(\delta = 0^\circ) = \sqrt{\sigma_{x,a}^2 + \sigma_{y,a}^2 - \sigma_{x,a}\sigma_{y,a} + 3 \cdot \tau_{xy,a}^2} \quad (26)$$

Bild 12.5 und 12.6 zeigen den Ablauf zur Berechnung einer Vergleichsspannung im Detail. Die Schnittebene, in der der Wert $S(\delta, \varphi)$ ein Maximum erreicht, ist die versagenskritische Ebene. Der berechnete Winkel dieser Schnittebene stimmt mit den beobachteten Bruchlagen bei kombinierter Belastung gut überein, wie Bild 6.1 und 6.4 zeigen.

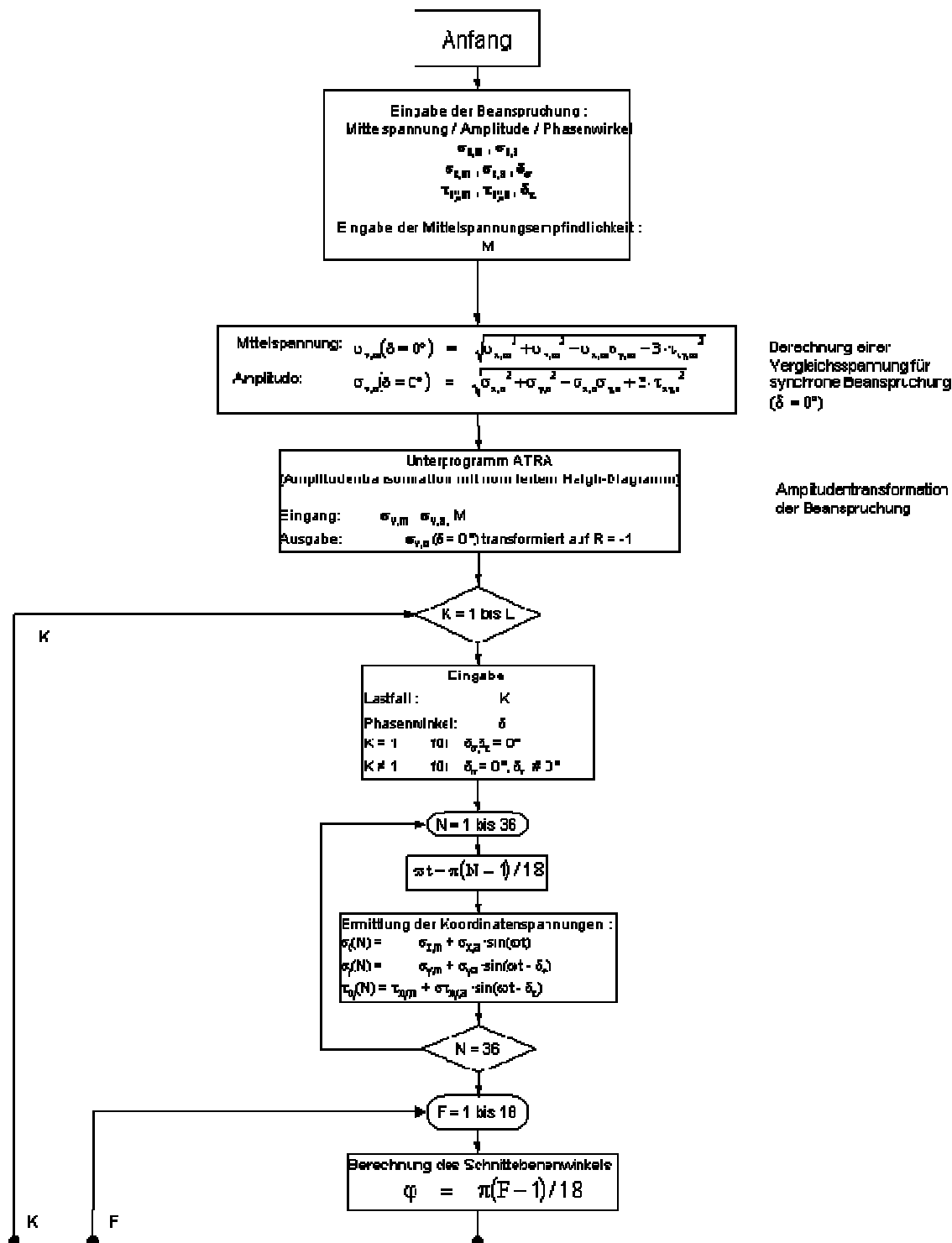


Bild 12.5: Berechnung einer Vergleichsspannung nach der Hypothese der kombinierten Normal- und Schubspannung (KoNoS)

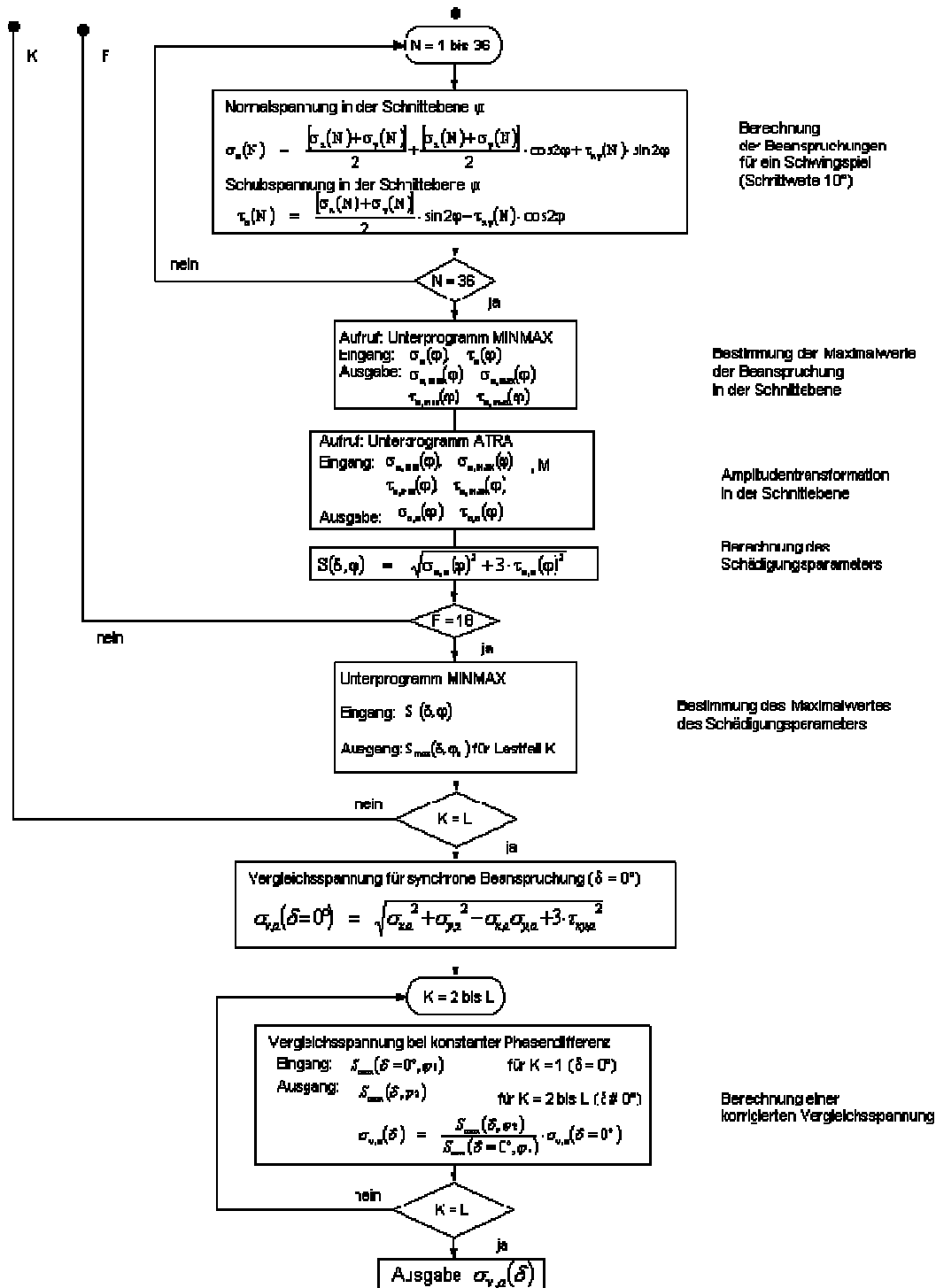


Bild 12.6: Fortsetzung: Berechnung einer Vergleichsspannung nach der Hypothese der kombinierten Normal- und Schubspannung (KoNoS)

Für einstufige Belastung fallen die auf diese Weise berechneten Ergebnisse für die vorliegenden Versuchsreihen zum großen Teil in das Streuband der Wöhlerlinie für reine Biegung auf Basis von örtlichen Spannungen, Bild 12.7 und 12.8. Allerdings liegen die Ergebnisse der Flansch-Rohr-Verbindungen im Gegensatz zu den Ergebnissen der Rohr-Rohr-Verbindungen für die Versuchsreihen unter reiner Torsion am oberen Ende und zum Teil etwas außerhalb des Streubands. Die Ergebnisse für kombinierte Belastung hingegen liegen zwar zum größten Teil im unteren Bereich des Streubands der Wöhlerlinie, aber einige auch etwas außerhalb auf der unsicheren Seite.

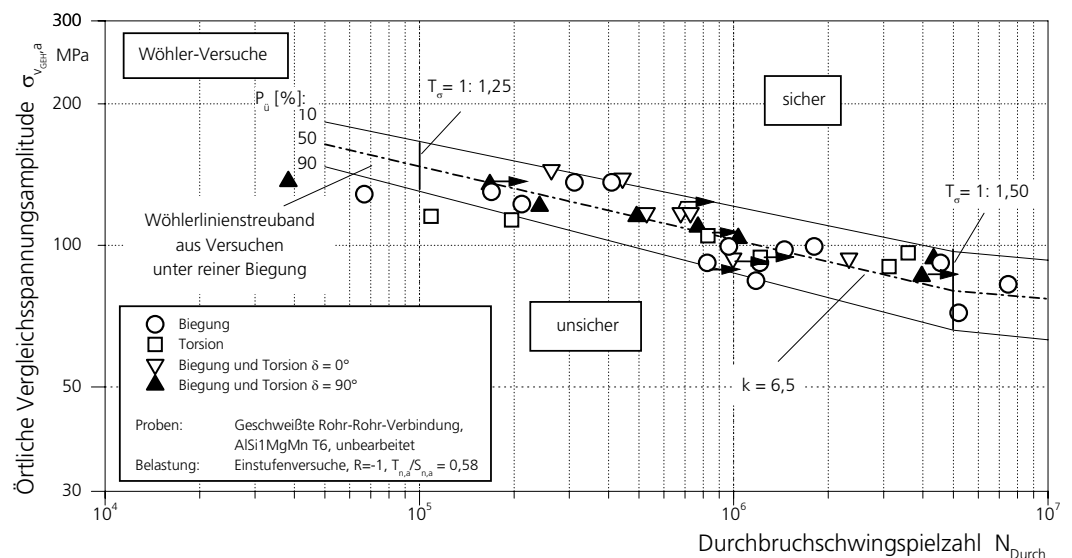


Bild 12.7: Anwendung der Hypothese der kombinierten Normal- und Schubspannung (KoNoS) auf geschweißte Rohr-Rohr-Proben

Die Anwendung der Hypothese auf die Belastungsfälle mit variabler Amplitude (Gassnerversuche) ergibt ebenfalls eine gute Übereinstimmung zwischen berechneter Vergleichsspannung unter mehrachsiger Beanspruchung und den Ergebnissen unter reiner Biegung, siehe Bild 12.9. Sämtliche Versuchspunkte mit mehrachsiger Beanspruchung können mit dem Streuband der Gassnerlinie für Biegebeanspruchung abgedeckt werden.

In Bild 12.10 und 12.11 ist, getrennt nach Probengeometrie, die experimentell ermittelte Lebensdauer die nach der Hypothese KonoS berechnete Lebensdauer gegenübergestellt.

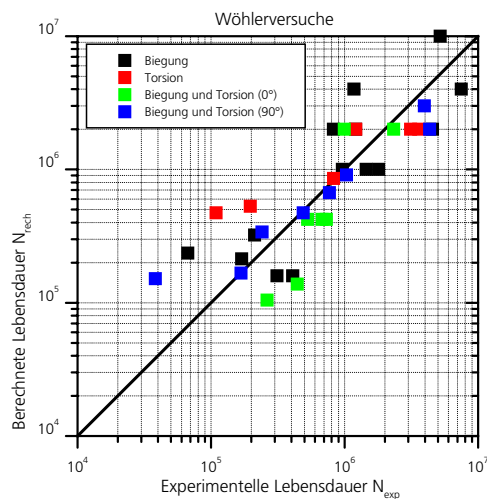


Bild 12.10: Gegenüberstellung von rechnerischer und experimenteller Lebensdauer (Rohr-Rohr-Probe)

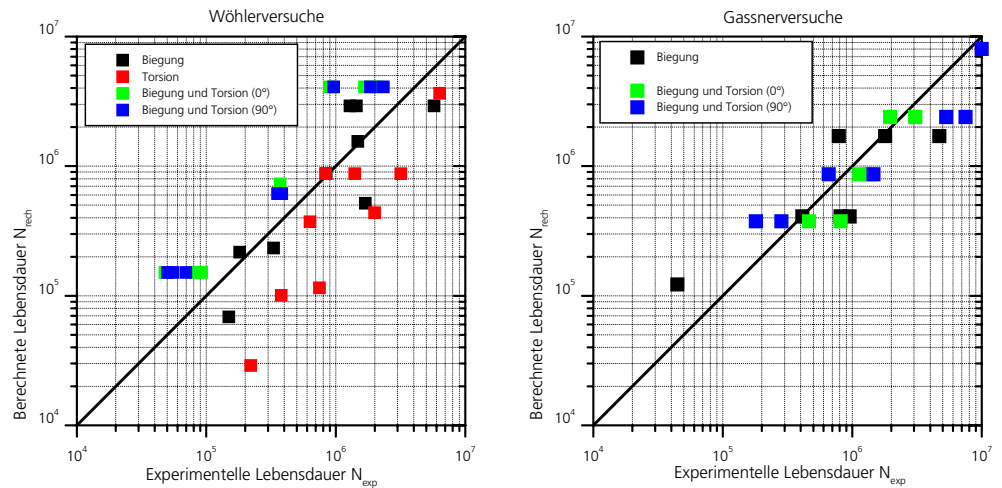


Bild 12.11: Gegenüberstellung von rechnerischer und experimenteller Lebensdauer (Rohr-Flansch-Probe)

Somit liegt hier nun der Ansatz für ein Berechnungsverfahren vor, das im Rahmen der für Aluminiumschweißverbindungen üblichen Streuungen $T_\sigma = 1 : 1,25$ bis $1 : 1,50$ ein gutes Ergebnis liefert, aber durchaus erfordert, die Gründe der Tendenzen für die Ergebnisse unter Einstufenbelastung aus reiner Torsion und kombinierter Belastung weiter zu erforschen.

13 Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit Ergebnissen aus der Literatur und zulässigen Beanspruchungen nach Regelwerken

Die Rohr-Rohr-Verbindungen zeigen gegenüber den Rohr-Flansch-Verbindungen sowohl unter einachsiger Biegebelastung als auch unter mehrachsiger Belastung eine höhere ertragbare Beanspruchung. Nur unter reiner Torsion, siehe Bild 13.1, ergeben sich annähernd gleiche Festigkeiten mit der Einschränkung, dass die Datenbasis für die Versuchsreihen unter reiner Torsion aufgrund von Einspannbrüchen und Brüchen im Grundmaterial gering ist. Die unterschiedlichen Festigkeiten unter Biegebelastung sind somit auch maßgeblich verantwortlich für die Unterschiede bei kombinierter Belastung.

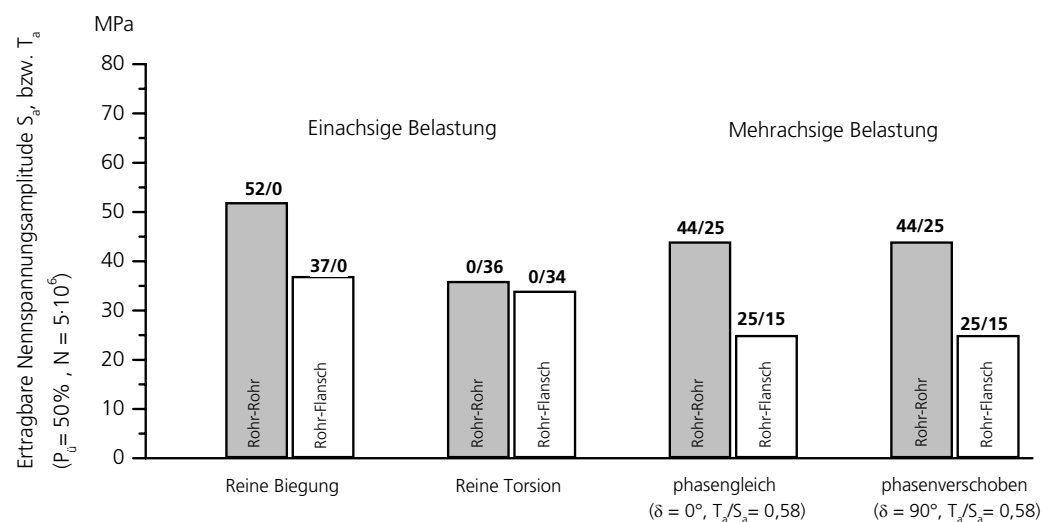


Bild 13.1: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse für geschweißte Rohr-Rohr und Rohr-Flansch-Proben aus Aluminium

Literaturangaben zu Schwingfestigkeitsuntersuchungen an mehrachsig beanspruchten Aluminiumschweißverbindungen sind bisher nicht verfügbar. Der Vergleich muss sich daher auf Angaben zu einachsigen Versuchen beschränken.

In [Bran99] werden die Ergebnisse von Schwingfestigkeitsversuchen an dickwandigen Aluminiumschweißverbindungen der naturharten Legierung AlMg4,5 Mn (W28) vorgestellt. Bei vergleichbarer Formzahl ($K_{t,a} = 1,51$ zu

$K_{tb} = 1,62$, bzw. $1,68$) wird hier für wechselnde Axialbelastung ($R = -1$) eine ertragbare Nennspannungsamplitude von $S_a = 50$ MPa ($P_u = 50\%$ bei $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen) angegeben. Dieser Wert deckt sich sehr gut mit dem Wert für die ertragbare Nennspannungsamplitude unter Biegung für die Rohr-Rohr-Verbindung. Die Rohr-Flansch-Verbindung erreicht diese Festigkeit mit $S_a = 37$ MPa allerdings nicht. Gute Übereinstimmung hingegen kann mit $k = 7$ für die Neigung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich beobachtet werden.

Auf den Vergleich zu Bemessungswöhlerlinien unter einachsiger Belastung nach dem Eurocode 9 wurde schon unter Abschnitt 9 "Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche" eingegangen. Es sei an dieser Stelle daher zusammenfassend nur die um den Faktor 1,7 bis 2 höhere Festigkeit im Zeitfestigkeitsbereich erwähnt. Aufgrund der flachen Neigung der Wöhlerlinien für die im Rahmen der Arbeit untersuchten Schweißverbindungen gegenüber den Bemessungswöhlerlinien in Regelwerken wird dieser Abstand mit abnehmendem Spannungsniveau noch deutlicher.

Auf die in Regelwerken verankerten Verfahren zur Berücksichtigung des mehrachsigen Spannungszustands wurde bereits im vorangegangenen Abschnitt eingegangen. Diese Verfahren führen zu Ergebnissen auf der unsicheren Seite, wenn anstatt der sehr konservativen Bemessungswöhlerlinien, siehe Bild 9.3 und 9.4, experimentell ermittelte Wöhlerlinien und die zugehörigen Beanspruchbarkeiten unter einachsiger Beanspruchung zugrunde gelegt werden, wie Bild 12.3 zeigt. Dies gilt sowohl für proportionale als auch nichtproportionale Beanspruchung bei Berechnung nach Gleichung (23). Nimmt man allerdings die zulässigen Werte der Bemessungswöhlerlinien der Regelwerke als Basis, so ergeben sich, trotz des nicht zutreffenden Berechnungsverfahrens, Ergebnisse auf der sicheren Seite [Bäck03]. Das lebensdauerneutrale Verhalten der Aluminiumschweißverbindungen bei drehenden Hauptspannungsrichtungen gegenüber konstanten Hauptspannungsrichtungen kann in den Berechnungen nach Gl. (23) nicht richtig wiedergegeben werden, weil der Berechnungsalgorithmus bei stark veränderlichen Hauptspannungsrichtungen eine pauschale Abminderung vorschlägt ($D' = 0,5$ gegenüber $D' = 1$) und so nur kleinere Beanspruchungen zulässt, siehe Bild 12.4.

Die Bestimmung der tatsächlichen Schadenssummen aus den Gassnerversuchen für die Rohr-Flansch-Verbindung ergibt Werte, die innerhalb der Streuspanne von Literaturwerten liegen und dem Mittelwert von $D_{tat} = 0,29$ in [Euli94] sehr nahe kommen.

Bei einachsiger Biegebelastung errechnet sich eine tatsächliche Schadenssumme $D_{tat} = 0,20$, für die kombinierte mehrachsige Beanspruchung liegt der Wert mit $D_{tat} = 0,59$ deutlich über dem Wert für einachsige Belastung, siehe Bild 13.2. Die tatsächliche Schadenssumme unter mehrachsiger

Beanspruchung ist unabhängig von den im Rahmen der Untersuchungen betrachteten Phasenlagen der Belastungskomponenten.

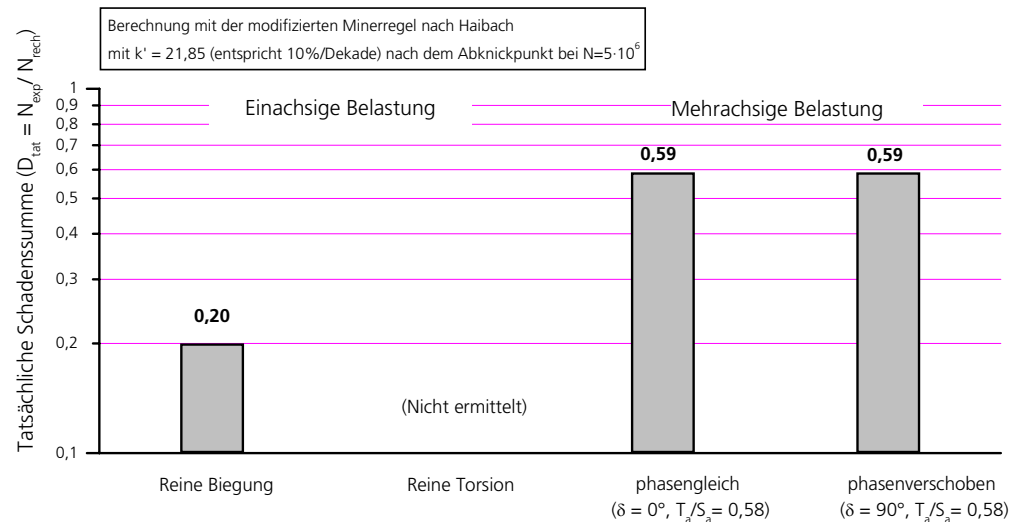


Bild 13.2: Tatsächliche Schadenssummen für Rohr-Flansch-Verbindungen

14 Schlussfolgerungen und Ausblick

Gegenstand der Untersuchung war das Festigkeitsverhalten von geschweißten Rohr-Flansch und Rohr-Rohr Verbindungen aus der warmausgehärteten Knetlegierung AlSi1 MgMn T6 (EN-AW 6082 T6) mit unbearbeiteten Schweißnähten unter mehrachsiger Belastung. Die Versuche wurden unter uniaxialer und biaxialer Wechselbelastung ($R = -1$) mit konstanten und variablen Amplituden im Bereich von 10^4 bis $5 \cdot 10^6$ Schwingspielen bis zum Durchriss durchgeführt.

Die phasengleiche Belastung von Normal- und Schubspannung mit konstanter Hauptspannungsrichtung kann mit den herkömmlichen Festigkeitshypothesen

(von Mises oder Tresca) auf der Basis von Nenn-, Struktur- oder örtlichen Spannungen und Dehnungen hinreichend gut beschrieben werden. Wie umfangreiche Untersuchungen der letzten Jahre gezeigt haben, wird die Lebensdauer von Stahlschweißverbindungen unter mehrachsiger Belastung bei der Anwendung der konventionellen Hypothesen allerdings zum Teil erheblich überschätzt. Der Einfluss veränderlicher Hauptspannungsrichtungen auf die Lebensdauer von Aluminiumschweißverbindungen war hingegen weitgehend unbekannt.

Die Versuchsergebnisse zeigen, auch unter Belastung mit variablen Amplituden, im Gegensatz zu den Versuchsergebnissen an geometrisch ähnlichen Stahlschweißverbindungen unter mehrachsiger Beanspruchung keine Lebensdauererminderung infolge der phasenverschobenen Belastung für die hier untersuchten Lastfälle. Dies bedeutet, dass sich eine Veränderung von Hauptspannungsrichtungen bei Aluminiumschweißverbindungen im Gegensatz zu Stahlschweißverbindungen nicht nachteilig auf die Lebensdauer unter zyklischer Belastung auswirkt.

Diese Aussage gilt für die hier untersuchten geschweißten Rohr-Flansch- und Rohr-Rohr-Verbindungen aus einer warmausgehärteten Aluminiumlegierung unter einstufiger Belastung als auch unter betriebsähnlicher Belastung mit variabler Amplitude.

Die durchgeführten Schadensakkumulationsrechnungen zeigen, dass die in vielen Regelwerken [z.B. EC9_98] zur Zeit noch festgelegte zulässige Schadenssumme $D = 1$ zu Ergebnissen auf der unsicheren Seite führt, die mitunter nicht von den in Bemessungswöhlerlinien enthaltenen Sicherheiten aufgefangen werden kann. Die vorliegenden tatsächlichen Schadenssummen wurden nach der modifizierten linearen Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren-Miner berechnet und es ergibt sich bei einachsiger Biegebelastung eine tatsächliche Schadenssumme von $D_{\text{tat}} = 0,20$. Die tatsächliche Schadenssumme für die kombinierte, mehrachsige Beanspruchung liegt mit $D_{\text{tat}} = 0,59$ deutlich über dem Wert für einachsige Belastung und bleibt, wie auch für Stahlschweißverbindungen in [Sons99] gezeigt, von einer Veränderung der Hauptspannungsrichtungen unbeeinflusst.

Zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens wurde eine schnittebenenbezogene Hypothese entwickelt. Die hier vorgestellte Hypothese der kombinierten Normal und Schubspannungen $KoNoS$ berücksichtigt die örtlichen Normal- und Schubspannungen in der kritischen Schnittebene. Hierfür ist die Kenntnis der örtlichen Koordinatenspannungen notwendig, die über eine FE-Berechnung in Abhängigkeit von der Proben- und Schweißnahtgeometrie bestimmt werden konnten. Die Vorgehensweise zur Berechnung führt zu einer hinreichend guten Abschätzung des Festigkeits- und Lebensdauerverhaltens für die untersuchten Aluminiumschweißverbindungen sowohl unter Einstufenbelastung als auch unter betriebsähnlicher Belastung und erfasst den Einfluss der Veränderung von

Hauptspannungsrichtungen auf die Lebensdauer.

Die in Regelwerken [z.B. Hobb03, EC9_98] vorgeschlagene Vorgehensweise zur Berücksichtigung eines mehrachsigen Spannungszustands erfasst das beobachtete Verhalten nicht korrekt und führt nur zu Ergebnissen auf der sicheren Seite, wenn die konservativen Ausgangsdaten der Bemessungswöhlerlinien für einachsige Beanspruchung zugrunde gelegt werden.

Die Versuchsergebnisse unter einachsiger Belastung (reine Biegung, reine Torsion) zeigen deutlich bessere Ergebnisse als die Bemessungswöhlerlinien nach dem Eurocode 9 [EC9_98] oder den IIW-Empfehlungen [Hobb03]. Dies verdeutlicht das Potential von Aluminiumschweißverbindungen, falls eine gute Schweißnahtqualität gewährleistet werden kann.

Die Forschungsarbeit auf dem Gebiet mehrachsiger Bauteilerermüdung hatte im konkreten Fall Schweißverbindungen aus Aluminium zum Gegenstand. Aufgrund des Verhaltens, das weder die bei duktilen Werkstoffen unter drehenden Hauptspannungsrichtungen zu beobachtende Lebensdauerverkürzung noch die bei spröden Materialien zu beobachtende Lebensdauerverlängerung zeigt, kann von einem semi-duktilen Materialverhalten gesprochen werden.

Mit dem derzeitigen Kenntnisstand über mehrachsiges Ermüdungsverhalten von geschweißten und ungeschweißten Werkstoffen kann aber darauf geschlossen werden, dass Schweißverbindungen aus Gusswerkstoffen oder aus einer Kombination von Guss mit gewalzten oder gekneteten Werkstoffen, die weniger duktil als die hier dargestellten Verbindungen sind, die Anwendung einer anderen Festigkeitshypothese erfordern.

Aufgrund der zunehmenden technischen Bedeutung derartiger Verbindungsarten (z.B. in Space-Frame-Konstruktionen, Bild 1.2) ist eine Erweiterung der Forschungsaktivitäten auf diesem Gebiet zu empfehlen.

15 Literatur

- AD-M82 AD-Merkblatt S 2
Berechnung gegen Schwingbeanspruchung
Beuth-Verlag, Berlin/Köln (1982)
- Amst00 Amstutz, H.; Seeger, T.; Küppers, M.; Sonsino, C.M.; Witt, M.; Yousefi, F.; Zenner, H.:
Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen bei mehrachsiger Beanspruchung,
Abschlußbericht DFG-Forschungsvorhaben 2000, Darmstadt/Clausthal
- ASME84 ASME Boiler and Pressure Vessel Code
Section III, Division 1, Subsection NA, Article XIV-1212,
Subsection NB-3352.4, New York (1984)
- Bäck03 Bäckström, M.:
Multiaxial fatigue life assessment of welds based on nominal and hot spot stresses.
Dissertation, VTT Publications 502 VTT, 2003
- Bolz94 Bolz, G.; Lange, G.:
Multiaxial Fatigue under Two Stage Block Loading of AlCuMg1
Fourth Int.Conf. on Biaxial/Multiaxial Fatigue, 31.Mai- 3. Juni 1994, Paris, S.393-406
- Bran99 Brandt, U.; Lehrke, H.-P.; Radaj, D.; Sonsino, C. M.:
Anwendung des Kerbgrundkonzeptes für die schwingfeste Bemessung von
Schweißverbindungen aus Aluminiumknetlegierungen.
Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Darmstadt, FB-Bericht Nr. 213, 1999
- BS_80 British Standard BS 5400
Steel, Concrete and Composite Bridges
Part 10, Code of Practice for Fatigue, BSI (1980)
- Döri01 Döring, R.; Hoffmeyer, J.; Seeger, T.; Vormwald, M.:
A Short Crack Growth Model for the Prediction of Fatigue Lives under Multiaxial
nonproportional Loading.
Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial/ Multiaxial Fatigue & Fracture.
Lisboa, Instituto Superior Técnico, 2001, S. 571-578.

- Döri02 Döring, R.; Hoffmeyer, J.; Vormwald, M.; Seeger, T.:
Verformungsverhalten und rechnerische Abschätzung der Ermüdungslebensdauer
metallischer Werkstoffe unter mehrachsiger nichtproportionaler Beanspruchung.
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 33 (2002), 5, S. 280-288
- Döri06 Döring, R.
Zum Deformations- und Schädigungsverhalten metallischer Werkstoffe unter mehrachsiger
nichtproportionaler zyklischer Beanspruchung.
Dissertation, TU Darmstadt, 2006
- EC3_03 EUROCODE 3
Gemeinsame einheitliche Regeln für Stahlbauten
Kommission der Europäischen Gemeinschaften
Bericht Nr. EUR 8849, DE, EN, FR, Sahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, Köln (2003)
- EC9_98 EUROCODE 9
Bemessung und Konstruktion von Aluminiumbauteilen – Teil 2: Ermüdungsanfällige
Tragwerke, European Committee for Standardisation, 1998
- Euli94 Eulitz, K.G.; Doecke, H., Esderts, A.:
Verbesserung der Lebensdauerabschätzung durch systematische Aufarbeitung und
Auswertung vorliegender Versuchsreihen
Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Vorhaben Nr. 152,
Forschungsheft 189 (1994).
- Find55 Findley, W.N.; Mathur, P.N.:
Anisotropy of Fatigue Strength of a Steel and
two Aluminium Alloys in Bending and in Torsion
ASTM Proc. 55 (1955), S. 924 - 941
- Goug35 Gough, H.J.; Pollard, H.V.;
International Federation for the Theory of Machines and Mechanisms -IMECH-: The Strength
of Metals under Combined Alternating Stresses.
Proc of the Inst. of Mech. I Eng's 131 (1935) S. 1-101
- Häne03 Hänel, Bernd; Haibach, E.; Seeger, Timm; Wirthgen, G.; Zenner, H.; FKM u.a.:
FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl,
Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. 5. Auflage
Frankfurt/M, VDMA Verlag GmbH, 2003
- Haib68 Haibach, E.:
Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen
Beanspruchungsmessung
Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Darmstadt, FB-Bericht 77, 1998

- Haib02 Haibach, E.:
Betriebsfestigkeit : Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. 2. Auflage
Heidelberg, Springer-VDI Verlag, 2002
- Hobb03 Hobbacher, A.:
Recommendations for Fatigue design of Welded Joints and Components
IIW Fatigue Design Recommendation XIII-1965-03/XV 1127-03 (IIW-Richtlinie)
Int. Inst. of Welding - IIW, July 2003
- Hobb05 Hobbacher, A.:
Recommendations for Fatigue design of Welded Joints and Components
IIW Fatigue Design Recommendation XIII-1965-03/XV 1127-03 (IIW-Richtlinie)
Int. Inst. of Welding - IIW, Update 2005-06-28
- Hobb06 Hobbacher, A.:
Recommendations for Fatigue design of Welded Joints and Components
IIW Fatigue Design Recommendation XIII-1965-03/XV 1127-03 (IIW-Richtlinie)
Int. Inst. of Welding - IIW, July 2003 mit Update vom 2006-04-19
- Hoff05 Hoffmeyer, J.
Anrisslebensdauervorhersage bei mehrachsiger Beanspruchung auf Basis des
Kurzzrisskonzepts
Dissertation, TU Darmstadt, 2005
- Issl95 Issler, L.; Ruoss, H.; Haefele, P.:
Festigkeitslehre - Grundlagen.
Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1995
- Küpp03 Küppers, M.; Sonsino, C.M.:
Critical plane approach for the assessment of the fatigue behaviour of welded aluminum
under multiaxial loading.
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 26 (2003), S. 507-513
- Lago01 Lagoda,T; Macha,E; Morel, F; Nieslony, A.
The Energy Approach to Fatigue Life of High-Strength Steel under Variable Amplitude
Tension with Torsion
Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial/ Multiaxial Fatigue & Fracture.
de Freitas, Manuel (Hrsg.); ESIS u.a.:Lisboa, Instituto Superior Técnico, 2001, S. 233 - 240
- Lago04 Lagoda,T; Küppers, M.
Applying energy based criteria for calculation of an equivalent local stress amplitude of
welded aluminium joints under in- and out-of-phase bending with torsion
Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and
Fracture. Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung, 2004, S. 381-388

- Neub85 Neuber, H.:
Kerbspannungslehre
Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1985
- Neum93 Neumann, A.; Hobbacher; A.:
Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure
Teil VI: Geschweißte Aluminium-Konstruktionen
DVS-Verlag, Düsseldorf, Fachbuchreihe Schweißtechnik, Bd.80 (1993)
- Mach99 Macha, E.; Sonsino C.M.:
Energy Criteria of Multiaxial Fatigue Failure
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 22 (1999), 12, S. 1053-1070
- Mine24 Miner, M.A.:
Cumulative damage in fatigue
Journal of Applied Mechanics 12 (1945), 3, S. A159-A164
- Oste94 Ostermann, F.:
Strategiepapier zum Forschungsverbund "Fügen von Aluminium -Konstruktion, Festigkeit und Berechnung" des Fachausschusses 9 "Konstruktion und Berechnung"
"Forschungsvereinigung Schweißen und Schneiden e.V. des Deutschen Verbandes für Schweißtechnik e.V. (DVS), Düsseldorf, Mai 1994
- Palm45 Palmgren, A.:
Die Lebensdauer von Kugellagern
VDI-Zeitschrift 68 (1924) 14, S. 339-341
- Pinh01 Pinho da Cruz, J.A.M.; Costa, J.D.M.; Ferreira, J.A.M.; Abreu, L.M.:
In-Phase Multiaxial Fatigue Analysis of Thin-Walled Cylindrical AlMgSi Specimens.
Proceedings of the Sixth International Conference on Biaxial/ Multiaxial Fatigue & Fracture.
de Freitas, Manuel (Hrsg.); ESIS u.a.:Lisboa, Instituto Superior Técnico, 2001, S. 159 - 166
- Rada88a Radaj, D.:
Berechnung der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen
ausgehend von den Kerbspannungen
In: VDI Berichte Nr. 661 (1988), S. 67 - 98
- Rada88b Radaj, D.; Gerlach, H.D.; Gorsitzke, B.:
Experimentell-rechnerischer Kerbspannungsnachweis für eine geschweißte
Kesselkonstruktion
Konstruktion 40 (1988) Nr. 11, S. 447 – 452

- Rada98 Radaj, D.; Sonsino, C.M.:
Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches.
Abington Publishing, Cambridge, England (1998)
- Sava94 Savaidis, G.; Seeger, T.:
Experimentelle Untersuchungen mit StE 460 und AlMg4,5Mn zur
Anrißlebensdauerberechnung bei proportionaler mehrachsiger Belastung mit konstanten
und variablen Amplituden
Fachgebiet Werkstoffmechanik der TH Darmstadt, Bericht-Nr. FD-5 (1994)
- Silj89 Siljander, A.; Kurath, P.; Lawrence, F. V. Jr.:
Proportional and Non-Proportional Multi-Axial Fatigue of Tube-to-Plate Weldments
University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, Illinois
Report to the Welding Research Council (1989)
- Seeg85 Seeger, T.; Hoffmann, M.:
Mehrachsige Korbbeanspruchung bei proportionaler Belastung
TH Darmstadt, FB - 18 (1985)
- Seeg96 Seeger, T.:
Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise
Stahlbau Handbuch, Band 1, Teil B
Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, Köln (1996)
- Simb75 Simbürger, A.:
Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen phasenverschobenen
Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen
Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt
Bericht Nr. FB-121 (1975)
- Sons85 Sonsino, C. M.; Grubisic, V.:
Mechanik von Schwingbrüchen an gegossenen und gesinterten
Konstruktionswerkstoffen unter mehrachsiger Beanspruchung
Konstruktion 37 (1985) Nr. 7, S. 261 - 269
- Sons93 Sonsino, C.M.; Umbach, R.:
Corrosion Fatigue of Welded and Cast-Steel Hybrid Nodes under Constant and Variable
Amplitude Loading. In: Proceedings of the 12th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic
Engineering OMAE 1993, Glasgow. American Society of Mechanical Engineers (ASME), New
York, Vol. III, Part B (1993), S. 667-674

- Sons94 Sonsino, C.M.:
Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierten
phasengleichen und phasenverschobenen mehrachsigen Beanspruchungen
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 25 (1994) Nr. 9, S. 353-368
- Sons94a Sonsino, C.M.:
Über den Einfluß von Eigenspannungen, Nahtgeometrie und mehrachsigen
Spannungszuständen auf die Betriebsfestigkeit geschweißter Konstruktionen aus Baustählen
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 25 (1994) Nr. 3, S. 97-109
- Sons95 Sonsino, C.M.:
Einfluß von last- und verformungsgesteuerten mehrachsigen Beanspruchungen auf die
Anrißlebensdauer
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 26 (1995) Nr. 8, S. 425-441
- Sons99 Sonsino, C.M.; Küppers, M.; Gäth, N.; Maddox, S.J.; Razmjoo, R.:
Fatigue Behaviour of Welded High Strength Components under Combined Multiaxial
Variable Amplitude Loading. European Community for Steel and Coal (ECSC), Contract 7210
MC/109. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Darmstadt, FB-Bericht Nr. 218 (1999),
The Welding Institute TWI, Abington Hall, TWI-Nr. 88218 (1999)
- Sons01 Sonsino C. M., Küppers M.:
Festigkeitsverhalten von Aluminiumschweißverbindungen unter mehrachsigen
Spannungszuständen, AiF/DVS-Forschungsvorhaben Nr. 10731 (1996-2000), Fraunhofer-
Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt 2001, unveröffentlicht
- Sons01a Sonsino C. M., Küppers M.:
Fatigue Behaviour of Welded Aluminium under Multiaxial Loading
Proc. 6th Int. Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Lisboa, Portugal 2001,
ESIS, Vol. I, 2001, S. 57-64
- Sons03 Sonsino, C. M.:
Einfluss der Werkstoffzähigkeit auf das Festigkeitsverhalten unter mehrachsiger
Beanspruchung am Beispiel von Schweißverbindungen aus Stahl und Aluminium
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 34 (2003), S. 189-197
- Sons05a Sonsino, C. M.:
"Dauerfestigkeit" - Eine Fiktion.
Konstruktion 57 (2005), 4, S.87 - 92

- Sons05b Sonsino, C. M., Wallmichrath; M. Küppers, M.:
Assessment of Multiaxial Fatigue Test Results on Welded Joints by Application of the IIW-
Formula and Modifications
IIW-Doc. No. XIII-2046-05 (2005)
- Wall00 Wallmichrath, M.:
Bestimmung von Formzahlen an Schweißverbindungen
Interner LBF-Bericht (2000), unveröffentlicht
- Witt99 Witt, M., Yousefi, F., Zenner H.:
Fatigue Strength of Welded Joints under Multiaxial Loading. Comparison between
Experiment and Calculation. Proceedings of Symposium on Multiaxial Fatigue and
Deformation. Testing and Prediction, Seattle, 19.-20. Mai 1999
- Witt00 Witt, M.:
Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen bei zusammengesetzter
Betriebsbeanspruchung
Dissertation TU Clausthal, 2000
- Yung89 Yung, J.-Y.; Lawrence, F. V. Jr.:
Predicting the Fatigue Life of Welds Under Combined Bending and Torsion
In: Biaxial and Multiaxial Fatigue, EGF 3, Ed. by M. W. Brown and K. J. Miller
Mechanical Engineering Publications, London (1989), S. 53 - 69
- Zenn80 Zenner, H.; Heidenreich, R.; Richter, I.:
Schubspannungsintensitätshypothese - Erweiterung und experimentelle
Abstützung einer neuen Festigkeitshypothese für schwingende Beanspruchung
Konstruktion 32 (1980) H. 4, S. 143 - 145